



Titre: Du pneu usagé au carburant : modélisation, optimisation et contrôle
Title: d'un réacteur industriel de pyrolyse

Auteur: Otmane Gaboune
Author:

Date: 2012

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Gaboune, O. (2012). Du pneu usagé au carburant : modélisation, optimisation et
Citation: contrôle d'un réacteur industriel de pyrolyse [Mémoire de maîtrise, École
Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/841/>

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/841/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:** Michel Perrier, & Jamal Chaouki
Advisors:

Programme: Génie chimique
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

DU PNEU USAGÉ AU CARBURANT :
MODÉLISATION, OPTIMISATION ET CONTRÔLE
D'UN RÉACTEUR INDUSTRIEL DE PYROLYSE

OTMANE GABOUNE

DÉPARTEMENT DE GÉNIE CHIMIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE CHIMIQUE)

AVRIL 2012

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

DU PNEU USAGÉ AU CARBURANT :
MODÉLISATION, OPTIMISATION ET CONTRÔLE
D'UN RÉACTEUR INDUSTRIEL DE PYROLYSE

présenté par : GABOUNE Otmane

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. TAVARES Jason R., Ph.D., président

M. PERRIER Michel, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. CHAOUKI Jamal, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. SAYDY Lahcen, Ph.D., membre

DÉDICACE

À ma défunte mère, paix à son âme.

REMERCIEMENTS

La réalisation de cet ouvrage scientifique n'aurait pu se faire sans l'aide de Dieu qui m'a comblé de ses Bienfaits, en mettant sur mon chemin des personnes exceptionnelles, me guidant ainsi, pas à pas, dans l'accomplissement d'œuvres constructives, au nom du Bien.

Je tiens d'abord à remercier le soutien précieux de ma Famille, mon père Lahcen, ma belle-mère Malika, mon frère Youssef, ma belle-soeur Salma, ses enfants, ma nourrice Mi Khdiya, oncles et tantes, cousins et cousines, ainsi que mes proches amis et amis de la famille, pour leur soutien psychologique. J'adresse un remerciement des plus chaleureux à l'ensemble de la famille Khalil et Benomar, des personnes d'exceptions, d'une générosité et d'une noblesse de caractère des plus aimées.

J'aimerais remercier l'ensemble du corps enseignant du département de Génie Chimique et plus particulièrement les Professeurs Jamal Chaouki, Michel Perrier et Louis Fradette qui ont, si je puis m'exprimer ainsi, catalysé ma passion pour le Génie Chimique. Un grand merci à vous trois, car vous m'avez accordé votre confiance, votre temps, votre expertise et éveillé en moi la volonté de me surpasser et d'atteindre des objectifs nobles. Un grand merci également à toutes les secrétaires du département pour leur travail dévoué.

Je tiens aussi à remercier le président de la compagnie Ecolomondo International Corp. Monsieur Eliot Sorella, ainsi que toute son équipe avec qui nous avons travaillé en étroite collaboration afin de mettre sur pied ce projet.

J'en profite pour exprimer mes meilleures salutations à tous mes amis qui travaillent en recherche au sein du département. Un salut particulier à Nick Virgilio, Abdelkamel Hmidouch, Said Samih, Jean-Remi Lanteigne, Majid Rasouli, Rouzbeh Jafari, Mania Abdollahineisiani, Ebrahim Alizadeh et Babak Esmaeili. Je vous souhaite énormément de succès et de bonheur dans votre vie.

RÉSUMÉ

La pyrolyse de pneus hors d'usage est un procédé parfaitement ancré dans l'optique du développement durable. L'idée consiste en une décomposition thermique des déchets, ici des pneus usagés, afin d'en tirer des produits à valeur économique: du gaz combustible, du noir de carbone et du gaz condensable en huile constituée d'hydrocarbures lourds.

Le problème se situe à la fois au niveau de la répartition en pourcentage des produits d'intérêts et au niveau de la pression dans le réacteur ; deux éléments étroitement liés du fait de la production de gaz. Le nerf de cette double problématique est l'évolution de la température des pneus au cours du processus de cuvée. Cette température de pneu est régie par la manipulation de brûleurs au propane placés sous le réacteur rotatif. Pour des raisons d'ordre économique, les efforts sont concentrés à produire le plus d'huile possible. L'hypothèse clé de départ est d'énoncer qu'il existe un profil optimal de température de pneu capable de maximiser la quantité d'huile produite sans provoquer de surpression dans le réacteur. L'hypothèse subséquente consiste à postuler que la poursuite de trajectoire d'un tel profil de température nécessite un système automatisé. Jusqu'à présent, l'opération du réacteur à l'étude ne se fait qu'instinctivement et manuellement se traduisant par une capacité de production médiocre souvent interrompue par des surpressions.

La contribution à l'amélioration significative de cette technologie se traduit par l'objectif général suivant :développer un système automatisé qui se réfère à un profil optimisé de température de pneu pour maximiser la production d'huile tout en tenant compte de la pression et de la durée du procédé. Plus spécifiquement, cette étude se base sur un modèle de cinétique de réaction préétabli autour duquel sont développés : un modèle dynamique des brûleurs, un système de contrôle automatisé des brûleurs, un modèle dynamique de la pression dans le réacteur, un code d'optimisation de la production et une interface graphique de simulation du procédé.

Sur le plan méthodologique, la modélisation des brûleurs se fait par identification. En effet, les données industrielles relatives aux brûleurs sont corrélées à travers le choix d'une structure de modèle, celle d'une représentation d'état linéaire d'ordre 5. L'identification des paramètres d'un tel modèle repose sur une méthode basée sur la minimisation de l'erreur des moindres carrés. Divers algorithmes d'optimisation sont mis à l'œuvre ; le plus convaincant : Gauss-Newton adaptif, avec une corrélation de 99,8 % à la vérification et de 96,1 % à la validation, ce qui est relativement appréciable.

Le système de contrôle déployé est de type feedback ou contrôle par rétroaction. Un contrôleur proportionnel est conçu afin de contrôler la température de paroi du réacteur en manipulant le niveau des brûleurs. L'approche mise en œuvre consiste à utiliser l'interface Simulink® du logiciel Matlab® qui offre la possibilité de synthétiser le contrôleur rapidement et d'affiner le gain proportionnel de ce dernier pour une poursuite précise de trajectoire dans le temps. Le test de performance du contrôleur en référence à cette trajectoire de température de paroi affiche un coefficient de corrélation de 99 %.

En outre, le modèle dynamique relatif à la pression dans le réacteur est quant à lui développé selon une approche génie chimique. La structure d'un tel modèle repose sur la loi des gaz parfaits. Cette structure sert entre autres à corréler la pression simulée dans le réacteur avec les données fournies par l'industriel ; les paramètres de ce modèle sont alors affinés. Le processus étant en régime transitoire, les variables de cette loi sont supportées par un ensemble d'équations différentielles découlant à la fois de la cinétique de réaction, de la variation du volume de gaz dans le réacteur, de la variation de la masse molaire moyenne et de la dynamique relative au soutirage du réacteur, régie par la pompe vacuum. Du fait que le système d'acquisition de donnée relatif au procédé en usine n'enregistre pas, à ce stade, des mesures jugées pertinentes, le processus de validation du modèle ne peut avoir lieu bien que la vérification ait donné des résultats satisfaisants. Pour la même raison, des hypothèses sont raisonnablement posées.

Ajouté à cela, un code d'optimisation est développé afin de maximiser la production d'huile. Il s'agit d'un problème d'optimisation sous contraintes non linéaires discrétisées du fait de la dynamique relative à la cinétique de réaction et à la pression. Une solution optimale a bel et

bien été trouvée grâce à l'algorithme d'optimisation basée sur la méthode du point intérieur. En effet, avant, le réacteur à l'étude ne pouvait manipuler, sans risque, qu'environ 1500 kg de pneus pour ne produire qu'environ 550 kg d'huile. À présent, il est capable de manipuler le double de la quantité de pneus, sans risque, pour produire 1071 kg d'huile sur la même durée. Toutefois, le profil optimal de température obtenu est difficilement respecté par le contrôleur. Cependant, ce dernier permet de produire 1 % de moins, mais tout en ayant à chauffer moins donc en réduisant les dépenses énergétiques ce qui est relativement appréciable. Les résultats montrent également que le réacteur à l'étude ne peut manœuvrer le triple de la quantité de pneus, car le taux de production de gaz reste élevé même si les brûleurs sont opérés à faible capacité, la surpression est inévitable.

Par ailleurs, une interface graphique de simulation de la production, simple d'utilisation, est développée par le biais du logiciel Matlab®. Elle combine l'ensemble des modèles évoqués précédemment. En se basant sur un profil suggéré de manipulation des brûleurs (en pourcentage) entré par l'utilisateur, cet outil est de ce fait capable de prédire la quantité de chacun des produits. Il prédit également la durée de réaction, l'apparition éventuelle d'une surpression et le profil de soutirage par la pompe pour éviter cette pression trop grande dans la mesure du possible. L'interface de simulation permet à l'industriel de connaître la quantité de chacun des produits en moins de 5 minutes et en toute sécurité, ce qui lui prenait avant près de 5 heures avec risque de surpression.

La modélisation peut toujours faire l'objet de plus de précision notamment par l'intégration de phénomènes plus complexes ou simplement par l'acquisition de données industrielles découlant de tests plus complets et plus précis. Toutefois, l'objectif général peut être considéré comme atteint dans la mesure où il apporte une avancée significative à la technologie en question et apporte des réponses concrètes à plusieurs questionnements de l'industriel.

ABSTRACT

The scrap tire pyrolysis system can definitely be considered as a worthy process with its own place in the sustainable development field. It consists of a thermal decomposition of scrap tires in order to produce oil, carbon black and gas. In other words, waste is processed into high value-added products.

The problem lies both in terms of product percentage distribution and pressure level within the reactor, two closely related because of gas production. The key point of this dual problem is based on the time evolution of tire temperature during the batch. The latter is regulated by the operation of propane burners placed under a rotary reactor. For economic reasons, efforts are focused on oil production which is the main product of interest. The key assumption is to state that there is an optimum tire temperature profile able to maximize the amount of produced oil without causing overpressure within the reactor. The subsequent assumption is to assume that the trajectory tracking of such a temperature profile requires an automated system. So far, the reactor in question is operated instinctively and manually which results in a poor production capacity often interrupted by overpressure.

Contribution to the significant improvement of this technology is supported by a main goal that can be stated as follow: to develop an automated control system which follows an optimized tire temperature profile to maximize oil production while taking into account the pressure and batch duration. More specifically, this study is based on a pre-established reaction kinetic model around which are developed: a dynamic model related to the burners, an automated control system of these burners, a dynamic model describing the pressure behaviour within the reactor, the optimization of production operation and finally a user-friendly simulation software.

In terms of methodology, the model of burners is developed through an automated systems engineering approach. Indeed, the related industrial data is correlated by choosing the

structure of a common model, a linear state space representation, which is set to a 5th order. The identification of such a model is based on the prediction error minimization method. Various optimization algorithms are tested. The most compelling is adaptive Gauss-Newton which shows high correlation in term of accuracy: 99,8% and 96,1% are respectively obtained at the verification and validation step which is quite appreciable.

Feedback automation is used to control the burners. For that purpose, a proportional controller is designed to control the wall temperature of the reactor by operating the level of burners. The design is made through Simulink® of Matlab® which provides the ability to do a fine-tuning for an optimal system response. The controller performance test, based on a wall temperature tracking trajectory, reaches about 99% in terms of accuracy.

In addition, the dynamic model of pressure within the reactor is in turn developed through a chemical engineering approach. The main structure of such a model is based on the ideal gas law. This structure is mainly used to correlate the simulated pressure to the industrial data; the model parameters are then tuned. Since the process is transient, variables are supported by a set of differential equations arising from both the reaction kinetic, gas volume change within the reactor, average molecular weight variation and the racking dynamic associated with the vacuum pump. Because the data acquisition system at the factory does not register measures deemed appropriate, the model validation cannot be done even though the verification step is relatively satisfactory. For the same reason, assumptions are reasonably made.

In the other hand, an optimization approach is led to maximise the amount of produced oil. The optimisation problem is nonlinearly constrained in addition to being discretized due to the dynamics on the reaction kinetic and pressure. By running an optimization algorithm based on the interior point method, an optimal solution was found. Indeed, before, the reactor could only handle approximately 1500kg (3300lbs) of tires safely to produce about 550 kg (1210lbs) of oil. Now, he is able to handle twice the amount of tires, with no risk of overpressure, to produce 1071kg (2356lbs) of oil over the same period. However, the optimal temperature profile obtained is hardly respected by the controller. The effect of the latter is shown by a 1% decrease

in the amount of produced oil. However, the controller allows the reduction of energy cost by heating less the reactor. Results also show that the reactor cannot handle three times the amount of tires because of the high rate of gas production even if the burners are operated at low capacity. The overpressure cannot be avoided in this case.

Furthermore, a user-friendly software used to simulate the process is developed through Matlab®. The program combines all the models mentioned above. Based on a burning profile entered by the user, this tool is then able to predict the amount of each product of interest. It also predicts the duration of reaction, the possible appearance of an overpressure in the reactor and the vacuum operation profile to avoid it whenever possible. When it takes more than 5 hours at the plant to load the reactor with the scrap tires, burn it, cool it, and measure the products with a risk of overpressure, it takes less than 5 minutes to the software to get the same results.

Modeling can always be made more accurate through the integration of more complex phenomena or simply by the acquisition of industrial data obtained from more comprehensive and accurate testing. However, the main goal is reached since it provides a significant added-value to the related technology besides the practical answers to several questions from the manufacturer.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	III
REMERCIEMENTS	IV
RÉSUMÉ.....	V
ABSTRACT	VIII
TABLE DES MATIÈRES	XI
LISTE DES TABLEAUX.....	XIV
LISTE DES FIGURES.....	XV
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS	XVIII
LISTE DES ANNEXES.....	XX
INTRODUCTION.....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	2
1.1 L'intérêt de la communauté scientifique envers la pyrolyse de pneus	2
1.2 Les différentes études pertinentes menées à ce jour	3
1.3 Travaux & Avancées récentes chez Ecolomondo	4
CHAPITRE 2 MODÈLE DYNAMIQUE DES BRÛLEURS	7
2.1 Théorie	7
2.2 Méthodologie	9
2.3 Résultats & Analyses	10
2.3.1 Construction du modèle	10
2.3.2 Vérification du modèle.....	11
2.3.3 Validation du modèle	12
2.4 Discussion	14

CHAPITRE 3	SYSTÈME DE CONTRÔLE DES BRÛLEURS.....	15
3.1	Théorie	15
3.2	Méthodologie	17
3.3	Test de performance	19
3.4	Discussion	20
CHAPITRE 4	MODÈLE DE PRESSION DANS LE RÉACTEUR	21
4.1	Théorie	21
4.1.1	Procédé à l'étude & Hypothèses	21
4.1.2	Au cœur du concept.....	24
4.1.2.1	La masse molaire moyenne $M(t)$ du gaz	24
4.1.2.2	La quantité $m(t)$ de gaz dans le réacteur	25
4.1.2.3	Le volume $V(t)$ du gaz dans le réacteur	29
4.2	Méthodologie	30
4.2.1	Vue d'ensemble de la structure du système	30
4.2.2	Résolution numérique	32
4.3	Résultats & Analyses	35
4.3.1	Analyse de sensibilité.....	35
4.3.2	Tests de prédictions & Discussion	42
CHAPITRE 5	OPTIMISATION DE LA CAPACITÉ DE PRODUCTION	47
5.1	Théorie	47
5.2	Méthodologie	48
5.2.1	Délimitation du problème d'optimisation.....	48
5.2.2	Procédure de résolution.....	52
5.3	Résultats & Analyses	54

5.3.1	Solution optimale & impact sur la capacité de production	54
5.3.2	Application au contrôleur & impact sur la capacité de production	57
CONCLUSION		60
RÉFÉRENCES		63
ANNEXE 1 DEVELOPPEMENT DE L'INTERFACE DE SIMULATION		67

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2-1: Modèle des brûleurs : identification, 1er test de balayage	10
Tableau 2-2 : Modèle des brûleurs : 2ème test de balayage avec plusieurs méthodes d'optimisation	11
Tableau 4-1: Paramètres affinés du modèle de pression	36
Tableau 5-1: Synthèse des résultats d'optimisation de la production d'huile	54

LISTE DES FIGURES

Figure 2-1: Schéma simplifié du procédé à l'étude	7
Figure 2-2: Profil de manipulation des brûleurs pour une cuvee donnée.....	9
Figure 2-3: Profil de température de la paroi du réacteur pour une cuvee donnée	9
Figure 2-4 : Comparaison de la température de paroi réelle VS simulée	11
Figure 2-5 : Profil de manipulation des brûleurs pour une cuvee donnée.....	12
Figure 2-6: Profil de température de la paroi du réacteur pour une cuvee donnée	13
Figure 2-7 : Comparaison de la température de paroi réelle VS simulée (Validation)	13
Figure 3-1: Structure générale d'un système de commande numérique.....	15
Figure 3-2: Schéma simplifié de la structure de commande par rétroaction.....	16
Figure 3-3: Schéma de contrôle implémenté dans l'interface Simulink® de Matlab®.....	17
Figure 3-4: Performance du contrôleur, Poursuite de trajectoire	19
Figure 3-5 : Effort de commande du contrôleur.....	20
Figure 4-1 : Schéma simplifié du procédé à l'étude	21
Figure 4-2 : Bilan de matière autour du condenseur	26
Figure 4-3 : Schéma synthèse du modèle de pression.....	31
Figure 4-4 : Pression dans le réacteur (incluant la phase de by-pass).....	33
Figure 4-5 : Profil de manipulation de la pompe (incluant la phase de by-pass).....	33
Figure 4-6: Opération hypothétique de la vanne en sortie du réacteur (après la phase de by-pass)	34
Figure 4-7 : Pression simulée dans le réacteur VS Pression réelle (incluant la phase de by-pass)	35
Figure 4-8 : Pression simulée : Masse molaire = 30 g/mol VS 40 g/mol	36
Figure 4-9 : Pression simulée : Masse molaire = 50 g	37
Figure 4-10 : Pression simulée : Masse molaire gaz lourd = 80 g/mol VS 90 g/mol	38

Figure 4-11: Pression simulée : Masse molaire gaz lourd =100 g/mol VS 90 g/mol	38
Figure 4-12: Pression simulée: Capacité pompe = 1,42 VS 2,83 m ³ /min	39
Figure 4-13: Pression simulée : Capacité pompe = 4,25 VS 2,83 m ³ /min	40
Figure 4-14: Pression simulée coefficient $k=7,977.10^{-5}$ VS $1,088.10^{-4}$ kg/min.Pa.....	41
Figure 4-15: Pression simulée: Coefficient $k = 1,378.10^{-4}$ VS $1,088.10^{-4}$ kg/min.Pa.....	41
Figure 4-16 : Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 1500kg).....	42
Figure 4-17 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage	43
Figure 4-18: Profil de la masse molaire moyenne du mélange gazeux (Après by-pass)	44
Figure 4-19: Évolution du volume de gaz dans le réacteur	44
Figure 4-20 : Profile de gaz dans le réacteur (Après by-pass)	45
Figure 4-21: Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 4090kg).....	45
Figure 4-22 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage	46
Figure 4-23: Profile de gaz dans le réacteur (by-pass).....	46
Figure 5-1: Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 2727 kg, brûleurs à 70 %)	49
Figure 5-2 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage	50
Figure 5-3: Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 2727 kg, brûleurs à 10 %)	51
Figure 5-4: Profile de manipulation de la pompe de soutirage	51
Figure 5-5: Profil optimal de température (incluant la phase de by-pass)	55
Figure 5-6: Profil optimal de pression dans le réacteur (incluant la phase de by-pass).....	55
Figure 5-7: Profil optimal de manipulation de la pompe de soutirage (incluant la phase de by-pass).....	56
Figure 5-8: Poursuite de la trajectoire optimale de température par le contrôleur.....	57
Figure 5-9 : Effort de commande de contrôleur	57
Figure 5-10 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage	58
Figure 5-11 : Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 2727 kg).....	59

Figure A-12: Capture d'écran #1 de l'interface de simulation.....	68
Figure A-13: Capture d'écran #2 de l'interface de simulation.....	69
Figure A-14: Capture d'écran #3 de l'interface de simulation.....	70
Figure A-15: Capture d'écran #4 de l'interface de simulation.....	70
Figure A-16 : Capture d'écran #5 de l'interface de simulation.....	71
Figure A-17 Capture d'écran #6 de l'interface de simulation.....	71

LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

ABRÉVIATIONS

G-N	Méthode de Gauss-Newton
G-N adapt.	Méthode de Gauss-Newton adaptatif
Grad	Méthode du gradient
L-M	Méthode de Levenberg-Marquardt
CAN	Convertisseur Analogique-Numérique
CNA	Convertisseur Numérique-Analogique

NOTATIONS

\bar{x}	Vecteur d'état du modèle des brûleurs
u	Niveau des brûleurs (en %)
Δt	Le pas de temps d'échantillonnage
α	Coefficient de corrélation
T_{paroi}	Température de paroi du réacteur
\hat{T}_{paroi}	Température de paroi du réacteur, estimée par le modèle des brûleurs
\bar{T}_{paroi}	Moyenne arithmétique de la série de température de paroi
R^2	Coefficient de corrélation
G_p	Fonction de transfert du procédé
I	Matrice identité
Δ_d	Équation caractéristique désirée
G_{BF}	Fonction de transfert de la boucle fermée du système
G_C	Fonction de transfert du contrôleur
T_s	Temps de réponse lié à la conception du contrôleur
$d(\%)$	Dépassement lié à la conception du contrôleur
P^*	Pression à la sortie du condenseur

\hat{E}_V	Dissipation visqueuse reliée aux conduites et aux accessoires.
P	Pression totale dans le réacteur
m	Quantité massique totale de gaz dans le réacteur
R	Constante universelle des gaz parfaits
T	Température de gaz
T_{pneu}	Température de pneus
M	Masse molaire moyenne du gaz
V	Volume de gaz dans le réacteur
hc	Indice référant aux hydrocarbures (lourds et légers)
m_i	Masse du composante i
M_i	Masse molaire du composante i
ω_i	Débit massique du composante i
$(\omega_i)_{entrée}$	Débit massique du composante i produit par le lit de pneu
$(\omega_i)_{sortie}$	Débit massique du composante i à la sortie du réacteur
x_i	Fraction massique du composante i
$(\omega_{leger})_{pompe}$	Débit massique de gaz léger à la sortie des condenseurs, au niveau de la pompe
ρ_{leger}	Masse volumique de gaz léger à la pompe
Q_{leger}	Débit volumique de gaz léger à la pompe
Q_{max}	Capacité maximales de soutirage par la pompe, en terme de débit volumique
u_{pompe}	Vitesse de la pompe de soutirage en terme de pourcentage
k	Constante de proportionnalité en terme de débit massique par unité de pression
P_i	Pression partielle du composante i
γ_i	Fraction molaire du composante i
ρ_{pneu}	Masse volumique de pneus
V_{pneu}	Volume du lit de pneus
h	Le pas de temps utilisé pour la résolution numérique
t^*	Instant juste après la phase de by-pass
N	Nombre d'intervalles du domaine discrétisé

LISTE DES ANNEXES

ANNEXE 1	DEVELOPPEMENT DE L'INTERFACE DE SIMULATION.....	67
A.1	Théorie.....	67
A.2	Méthodologie.....	68
A.3	Test de simulation.....	69

INTRODUCTION

Dans le cadre du développement durable, la pyrolyse de pneus hors d'usage est un procédé de grande envergure qui consiste à valoriser des déchets, afin d'en tirer des produits à valeur économique. Il s'agit en fait d'un procédé de décomposition thermique qui permet d'obtenir essentiellement trois produits d'intérêts : du gaz combustible, du noir de carbone et du gaz condensable en huile constituée d'hydrocarbures lourds. C'est ce dernier qui fait l'objet de toute notre attention du fait de sa valeur relativement élevée. La compagnie qui met en œuvre ce procédé et pour laquelle ce projet de recherche est mené se nomme Ecolomondo International Corp. Son procédé consiste à chauffer un réacteur rotatif par des brûleurs au propane puis à séparer et condenser la sortie des gaz pour obtenir de l'huile. Les gaz sont aspirés par une pompe vacuum qui sert entre autres à contrôler la pression dans le réacteur.

Le problème se situe au niveau de la répartition en pourcentage des produits d'intérêts. Ce que l'on cherche, c'est produire le plus d'huile possible. En fait, cette répartition est déterminée par la température des pneus tout au long du processus de décomposition en mode cuvée. Le profil de cette température de pneu est le nerf du système. Il régit non seulement la répartition des produits, mais aussi leurs taux de production. Des gaz lourds et légers étant en jeu, il est donc nécessaire de prendre en considération la pression dans le réacteur. Du fait de l'existence d'un seuil critique de la pression au niveau de ce dernier, celle-ci va donc limiter la capacité de production. Le problème peut être considéré comme une chaîne : les brûleurs contrôlent la température de paroi qui influe sur la température de pneu qui détermine la production qui régit la pression dans le réacteur.

Pour répondre à cette problématique, il faut modéliser la dynamique des brûleurs ainsi que la pression dans le réacteur tout en connaissant la cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012). Ces modèles sont alors connectés les uns aux autres à travers une interface de simulation (Annexe 1) que l'on développe de manière à faciliter l'utilisation de cet ensemble. En parallèle, la conception du contrôleur s'effectue à partir du modèle des brûleurs. La solution découlant de l'optimisation et reposant sur ces modèles sert alors de consigne de référence au contrôleur dans le but ultime d'atteindre une meilleure capacité de production. C'est de cette manière que se structure le présent mémoire.

CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE

La revue de littérature est présentée ici afin de mettre en avant les lectures qui ont permis d'orienter la recherche dans le cadre de ce projet de maîtrise. Une approche de type entonnoir sera adoptée. En effet, d'une façon très large, l'intérêt de plus en plus florissant envers la pyrolyse de pneus au sein de la communauté scientifique sera abordé. Ensuite, d'une manière plus restreinte, les différentes études relatives à la pyrolyse de pneus, à la modélisation, l'optimisation et le contrôle seront présentées. Enfin, plus spécifiquement, les travaux et avancées récentes réalisés à ce jour au sein de la compagnie Ecolomondo et desquels découle naturellement cet ouvrage seront mis en avant.

1.1 L'intérêt de la communauté scientifique envers la pyrolyse de pneus

Les mérites de la pyrolyse de pneus usagés découlent du fait qu'il s'agit d'un procédé qui résout non seulement un problème environnemental mais qui permet aussi une valorisation d'ordre économique l'élevant ainsi au rang du développement durable. En effet, la pyrolyse de pneus usagés est souvent reconnue comme la solution potentielle à un grave problème de pollution. Le sort réservé aux pneus continue d'osciller aujourd'hui entre deux crimes contre l'environnement et la société: être brûlés produisant ainsi des émissions de gaz toxiques dans l'air ou être accumulés dans des espaces urbains provoquant ainsi une ruée de moustiques en plus d'une dégradation difficile (Rombaldo, Lisboa, Méndez, dos Reis Coutinho, 2008).

Heureusement, la pyrolyse offre bien des aspects économiques (Wojtowicz & Serio, 1996) pour que l'on puisse s'intéresser à développer cette technologie. Ces aspects reposent sur les produits obtenus à savoir du gaz, de l'huile et du noir de carbone (Kyari, Cunliffe & Williams, 2005). Plus spécifiquement, ces pneus offrent une composition appréciable en carburant liquide (huile) à haute valeur énergétique (40-42 MJ/kg) et qui pourrait servir à plusieurs industries dont celle des pâtes et papier et celle de la production d'engrais (Partata, Parreira, Henrique, Avelar, 2008). Sur une base comparative, la valeur calorifique de l'huile pyrolytique est similaire à celle de kérosène, de bunker ou issue de la gazéification; seules les viscosités diffèrent (Léger & Lafortune, 2001). Par ailleurs, le noir de carbone peut être utilisé

comme encre d'imprimerie, de charbon activé ou encore de combustible du fait de sa valeur calorifique d'environ 13100 Btu/lb soit environ 31 MJ/kg (Léger & Lafortune, 2001). Finalement, le gaz léger produit par la pyrolyse de pneus peut être recirculé dans le procédé, plus spécifiquement au niveau des brûleurs du réacteur, ou encore être combiné à des turbines pour produire de l'électricité (Léger & Lafortune, 2001).

1.2 Les différentes études pertinentes menées à ce jour

Sans même restreindre la recherche en incluant les termes clés *optimisation*, *modélisation* ou *contrôle*, on ne retrouve que près de 450 études menées autour de la pyrolyse de pneus et ce dans une des banques de recherche les plus importantes en ingénierie à savoir Engineering Village (Elsevier Inc., 2012). Parmi l'ensemble de ces résultats, quelques publications intéressantes ont été repérées. Beaucoup ont été écartées car elles mettent en jeu une catalyse (Williams & Brindle, 2002) ou encore la présence d'additifs (Zhang, Wang, Ma & Chang, 2008) ce qui s'éloigne du cadre opérationnel de l'actuel projet chez Ecolomondo.

On apprend à travers une étude récente (Lopez et al., 2010) que la pression a un impact important sur la qualité des produits, tant sur le carburant liquide que sur le noir de carbone. En effet, la qualité de ce dernier se mesure tant par sa capacité calorifique mais aussi par la surface qu'il offre à travers ses pores. Selon cette même étude, la pression joue un rôle dans le déblocage des pores au niveau du noir de carbone; c'est ce qui explique cette augmentation de surface et donc de qualité. Une autre publication (Zhang, Chi, Yan, Gao & Cen, 2005) basée sur un réacteur rotatif, comme celui à l'étude, vient compléter celle-ci en arrivant à la conclusion qu'une température élevée permet d'augmenter le nombre d'aromatiques dans l'huile pyrolytique et permet aussi d'augmenter la surface au niveau des pores du noir de carbone. Cet apport de connaissance est important. Toutefois, dans le cadre de ce projet de recherche, seul le plan quantitatif des produits sera pris en considération. Une étude ultérieure viendra néanmoins probablement compléter celle-ci sur le plan qualitatif des produits.

Au niveau de l'optimisation, une étude a été réalisée (Shen et al., 2006) afin d'améliorer la qualité de prédiction du modèle cinétique relatif à la pyrolyse. Dans le cadre du présent ouvrage, les réalisations reposeront sur un modèle cinétique préétabli (Lanteigne & Chaouki, 2012) et que l'on juge suffisamment précis et fiable. Ajouté à cela, l'optimisation qui sera menée ne concernera pas la précision du modèle cinétique mais plutôt l'optimisation de la capacité de production en ayant recours à ce modèle. Une publication (Barbooti, Mohamed, Hussain & Abas, 2004) traite de l'optimisation de la capacité de production mais dans un réacteur à lit fixe, en présence d'azote et chauffé électriquement. Les paramètres d'optimisation considérés sont la température de pneus, le débit volumique d'azote et la taille des particules de pneus. Cette optimisation mène à une production d'huile de 51% massique. L'optimalité a été déterminé graphiquement en 3 dimensions grâce à un ensemble d'expériences qui ont permis de récolter suffisamment de mesures pertinentes. Ainsi la quantité massique de produit a été exprimé graphiquement en fonction de la taille de particules et de la température de pneus. Ajouté à cela, une étude (Cheung, Lee, Lam, Lee & Hui, 2011) a tenté une optimisation de l'économie d'énergie et basée sur la cinétique de réaction et le taux de chauffe apporté à la réaction. Elle propose une stratégie de chauffage à plusieurs niveaux. Un premier niveau consisterait à initier la réaction exothermique de la pyrolyse. Un deuxième niveau, adiabatique, où la chaleur exothermique serait capturée pour faciliter la réaction endothermique subséquente.

Au terme de cette revue de littérature, bien qu'il y ait quelques études limitées à la cinétique de réaction relative à la pyrolyse des pneus, il semble qu'il n'y a pas encore d'étude qui optimise et contrôle la capacité de production en terme d'huile en cherchant à modéliser les brûleurs du réacteur et la pression à l'intérieur de ce dernier. Ceci met en relief l'originalité de ce mémoire.

1.3 Travaux & Avancées récentes chez Ecolomondo

Cette section est pertinente dans la mesure où l'ensemble de cet ouvrage va reposer sur une technologie spécifique, celle utilisée chez Ecolomondo. Il est donc nécessaire de prendre en compte ce qui a été réalisé jusqu'à présent au sein de cette compagnie afin de permettre une continuité avec le présent ouvrage. Quatre types de document sont alors considérés, bien entendu

en tenant compte de la confidentialité des informations: 1 rapport consistant en une analyse technico-économique du procédé à l'œuvre (Mabrouk, Chaouki & Guy, 2002), 3 brevets déposés (Bouziane, 1998; Bouziane & Michaud, 1998; Bouziane & Tremblay, 2006), un article en cours de publication (Lanteigne & Chaouki, 2012) et un chapitre de livre également en cours de publication (Lanteigne, Laviolette & Chaouki, 2012).

Tout d'abord, à travers le rapport technico-économique (Mabrouk, Chaouki & Guy, 2002), on apprend que le procédé en mode cuvéé est constitué de 4 phases : l'alimentation du réacteur en pneus, la transformation, le refroidissement du réacteur et le déchargement de ce dernier. C'est la phase de transformation qui est l'étape la plus sensible et qui délimitera le champ d'opération du présent ouvrage. On apprend également qu'il y a deux modes de chauffage du réacteur. Un premier mode, dit direct, consiste à introduire dans le réacteur un élément caloporteur pouvant être un gaz ou un solide. Le deuxième mode, et qui est celui considéré, consiste à apporter de l'énergie au réacteur indirectement, en chauffant la paroi de celui-ci. Ce mode de chauffage fera l'objet d'une étude dans le présent ouvrage. Ajouté à cela, ce mode est supporté par deux rangées de brûleurs placées sous le réacteur rotatif. Afin de ne pas alourdir la complexité des choses, la vitesse de rotation ne sera pas tenue en compte dans un premier temps dans le cadre de ce projet. On apprend par ailleurs la présence d'un condenseur placé après le réacteur pour condenser une partie du gaz produit en huile. Toutefois, de récentes modifications ont été apportées à ce niveau pour augmenter l'efficacité de condensation et anticiper une éventuelle augmentation de la capacité de production. Ajouté à cela, un modèle relatif à la cinétique de réaction, combinant bilan de matière et bilan énergétique, y a été élaboré puis renforcé dans un ouvrage postérieur (Lanteigne & Chaouki, 2012). Ce modèle sera sollicité à plusieurs reprises dans le cadre de la présente étude. Finalement, en plus d'une analyse économique préliminaire faisant état de la rentabilité du procédé, le rapport mentionne la nécessité d'élaborer un système de contrôle automatisé. C'est ce qui va, entre autre, être développé dans le cadre de ce projet de recherche.

D'autre part, trois brevets relatifs au procédé peuvent être intégrés dans le cadre de cette revue de littérature. Le premier brevet (Bouziane, 1998) , fait état d'une manière précise des différentes phases évoquées dans le paragraphe précédent, de l'étape d'alimentation du réacteur à celle de déchargement de celui-ci. Il présente également les spécificités du réacteur (rotatif, vacuum, etc.) et mentionne les autres équipements en jeu comme le condenseur ou encore la pompe vacuum. Le brevet subséquent (Bouziane & Michaud, 1998) met l'accent sur l'isolation

du réacteur, sur les brûleurs et sur les filtres de particules installés à l'intérieur de ce dernier. Ces filtres permettent de capter les particules de noir de carbone pour éviter de contaminer le gaz léger ou l'huile. Il est pertinent de souligner que plus le maillage de ces filtres est fin, plus il y a de particules qui seront retenues, mais plus la perte de charge sera conséquente et à l'inverse plus ce maillage est grossier, plus la contamination est importante mais plus la perte de charge est moindre. Ce fait est notamment mentionné dans le rapport technico-économique (Mabrouk, Chaouki & Guy, 2002). Toutefois, cette perte de charge au niveau des filtres ne sera pas considérée dans le développement du modèle prédictif de pression mais pourrait faire l'objet d'une étude plus approfondie dans un ouvrage ultérieur. Ajouté à cela, le brevet déposé le plus récent (Bouziane & Tremblay, 2006) décrit une manière d'éliminer l'oxygène dans le réacteur avant d'entamer la réaction. Cette procédure repose sur une solution dite oxyphilique dont la composition est un mélange d'eau (71% molaire) et d'alcool (29% molaire). Dans l'élaboration du modèle de pression du présent ouvrage, cette présence d'eau dans le système pourra être considérée.

Enfin, la documentation la plus récente repose sur un article et un chapitre de livre tous deux en cours de publication (Lanteigne & Chaouki, 2012; Lanteigne, Laviolette & Chaouki, 2012). Ces deux documents mettent en avant le modèle de cinétique de réaction élaboré pour prédire la répartition des produits obtenus par pyrolyse de pneus. Ce modèle se base sur un bilan de matière combiné à un bilan d'énergie autour du lit de pneus et basé sur l'expérimentation menée sur le réacteur d'Écolomondo. Il est en outre capable de prédire à chaque instant la quantité produite de gaz léger, d'huile et de noir de carbone et ce à partir du profil temporel de la température de paroi du réacteur. C'est sur ce modèle que reposera le modèle de pression qui sera développé à travers cet ouvrage.

CHAPITRE 2 MODÈLE DYNAMIQUE DES BRÛLEURS

Le développement d'un modèle dynamique des brûleurs est nécessaire pour relier le niveau des brûleurs en terme de pourcentage à la température de paroi du réacteur. En d'autres termes, il sert à prédire la température de paroi du réacteur dépendamment de la manière dont on manipule les brûleurs. Les données d'une cuvée, issues du système d'acquisition centralisé de l'usine, sont fournies par l'industriel. Ces données découlent d'un échantillonnage périodique effectué à travers les différents capteurs et la position des différents actionneurs.

2.1 Théorie

Tout d'abord, il est nécessaire d'avoir une vue simplifiée sur le procédé comme le suggère la figure suivant:

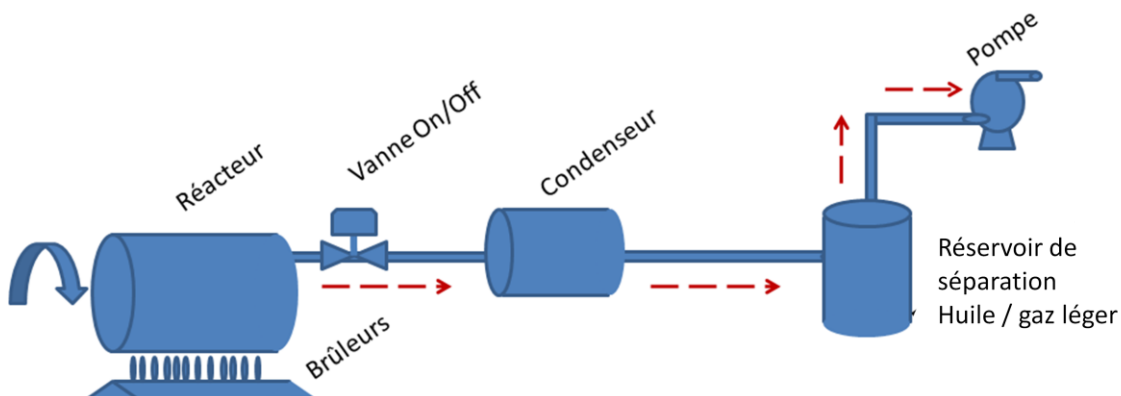


Figure 2-1: Schéma simplifié du procédé à l'étude

C'est au niveau de la paroi du réacteur et des brûleurs que la modélisation s'effectue. Deux approches peuvent être entreprises dans le cadre de cette modélisation.

Une première approche de type génie chimique consiste à effectuer un bilan d'énergie en régime transitoire sur la paroi du réacteur. Même en négligeant la radiation par les flammes, il

faudrait tenir compte du transfert par convection issue des gaz de combustion du propane ainsi que des pertes à la cheminée au dessus du réacteur et par laquelle ces gaz s'échappent. Débouchant ainsi sur un système d'équations différentielles non linéaires, la conception du contrôleur deviendrait laborieuse.

Une autre approche, de type génie des systèmes automatisés, consiste à choisir une structure de modèle préexistante, la confronter à un signal d'entrée et de sortie puis à optimiser les paramètres du modèle de telle manière à avoir la meilleure corrélation possible. Il s'agit d'une identification de modèle paramétrique et c'est cette approche que l'on va considérer. On choisit judicieusement comme structure de modèle, une représentation d'état linéaire.

La représentation d'état linéaire se présente de la manière suivante (Datta, Biswa & Nath, 2004) :

$$\begin{aligned}\bar{x}(t + \Delta t) &= \mathbf{F}\bar{x}(t) + \mathbf{G} u(t) \\ T_{\text{paroi}}(t) &= \mathbf{P}\bar{x}(t) + \mathbf{Q} u(t)\end{aligned}\tag{2.1}$$

Cette structure permettra de simplifier l'implémentation d'un contrôleur par la suite.

Modéliser les brûleurs avec cette approche revient à trouver les paramètres optimaux F,G,P et Q prenant la forme d'une matrice, d'un vecteur ou encore d'un scalaire. Avec cette approche, on peut ignorer le fait de savoir si les variables d'état du vecteur \bar{x} ont un sens physique ou non.

La méthode d'optimisation utilisée pour trouver ces paramètres est la minimisation de l'erreur de prédiction (Ljung, 1999, p.199), basée sur la méthode des moindres carrée. Plusieurs algorithmes de minimisation peuvent être déployés. La section suivante approfondit ce contenu.

Deux indicateurs sont amenés à être utilisés pour témoigner de la précision du modèle. Il s'agit du coefficient de corrélation α (Armstrong & Collopy, 1992) et du coefficient de corrélation R^2 (Cameron & Windmeijer, 1997) définis comme suit :

$$\alpha = \left(1 - \frac{|T_{\text{paroi}} - \hat{T}_{\text{paroi}}|}{|T_{\text{paroi}} - \bar{T}_{\text{paroi}}|} \right) \times 100\tag{2.2}$$

$$R^2 = \left(1 - \frac{\sum(\hat{T}_{\text{paroi}} - T_{\text{paroi}})^2}{\sum(T_{\text{paroi}} - \bar{T}_{\text{paroi}})^2} \right) \times 100\tag{2.3}$$

Il est à noter que la sommation dans l'équation 2.3 se fait sur le nombre de mesures de température fournies par l'industriel.

2.2 Méthodologie

On s'intéresse particulièrement à deux vecteurs d'information : le niveau des brûleurs (u) exprimé en pourcentage et la température de paroi (T_{paroi}) captée par infrarouge sur l'ensemble de la paroi du réacteur au cours du processus de pyrolyse. À partir du système d'acquisition des données de l'industriel, on peut visualiser l'évolution de ces deux grandeurs au cours du temps.

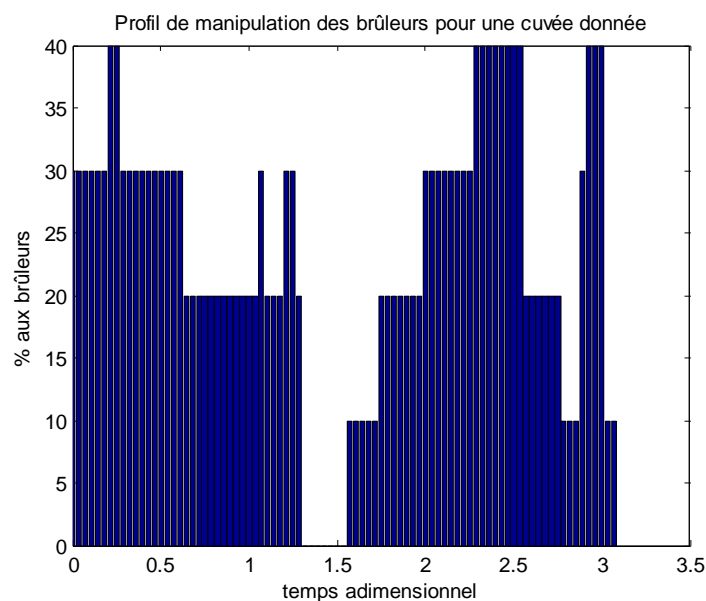


Figure 2-2: Profil de manipulation des brûleurs pour une cuvée donnée

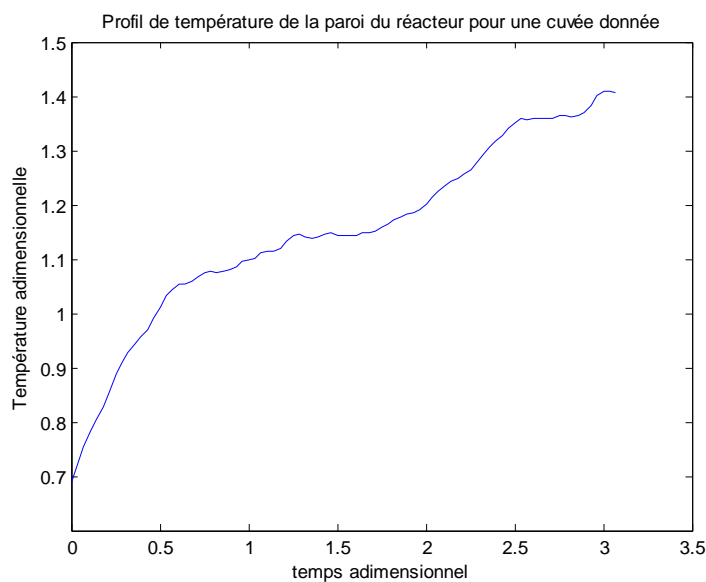


Figure 2-3: Profil de température de la paroi du réacteur pour une cuvée donnée

Le temps d'échantillonnage n'est pas mentionné pour des raisons de confidentialité. Toutefois, sur la base adimensionnelle correspondante, il est égal à 0,036.

L'ensemble de l'approche théorique considérée peut être exécuté à travers l'interface System Identification ToolBox® de Matlab® (Ljung, 1999, p.525).

On commence par rentrer les données ci-dessus dans l'interface puis on choisit comme type de modèle, les modèles paramétriques linéaires. On choisit alors la représentation d'état comme structure de modèle. Il faut ensuite spécifier un délai dans le modèle. Pour une dynamique de chauffage, le délai est généralement négligeable. En d'autres termes, on suppose que le système réagit instantanément.

Après cela, on effectue un premier balayage en variant l'ordre du système de 1 à 6. On ne s'intéresse pas encore à l'impact du type d'algorithme d'optimisation utilisé. On sélectionne alors les 3 modèles qui offrent le meilleur coefficient de corrélation α .

Le test suivant consiste à faire varier la méthode de minimisation utilisée pour obtenir les paramètres optimaux, et ce parmi les trois modèles sélectionnés précédemment. Quatre méthodes sont mises à l'épreuve : Gauss-Newton, Gauss-Newton adaptatif, Gradient et Levenberg-Marquardt (Mathew, Reddy & Dasgupta, 1992; Nosedal & Wright, 2006, p.254-258) . On obtient alors 12 modèles. On choisit celui qui affiche le meilleur coefficient de corrélation α .

2.3 Résultats & Analyses

2.3.1 Construction du modèle

Le premier test de balayage décrit ci-dessus permet d'obtenir les résultats suivants :

Tableau 2-1: Modèle des brûleurs : identification, 1er test de balayage

ORDRE	1	2	3	4	5	6
α (%)	81.75	87.3	82.85	89.26	94.96	94.07

Affichant les plus hauts coefficients de corrélation α , on retient alors les modèles d'ordre 4,5 et 6 pour le test suivant.

Le deuxième test décrit précédemment fournit les résultats suivants :

Tableau 2-2 : Modèle des brûleurs : 2ème test de balayage avec plusieurs méthodes d'optimisation

		ORDRE		
		4	5	6
Méthode de minimisation utilisée	G-N	89.26	94.96	94.07
	G-N adapt.	90.53	95.85	95.42
	Grad	88.51	94.85	92.81
	L-M	90.55	95.76	95.38

Le modèle retenu à l'issu de ce test est le modèle d'ordre 5 obtenu avec la méthode de Gauss-Newton adaptatif.

2.3.2 Vérification du modèle

La vérification du modèle se fait à la fois graphiquement et par l'utilisation du coefficient de corrélation R^2 . En effet, lorsqu'on compare la température fournie par l'industriel avec la température simulée par le modèle, on obtient le graphique suivant :

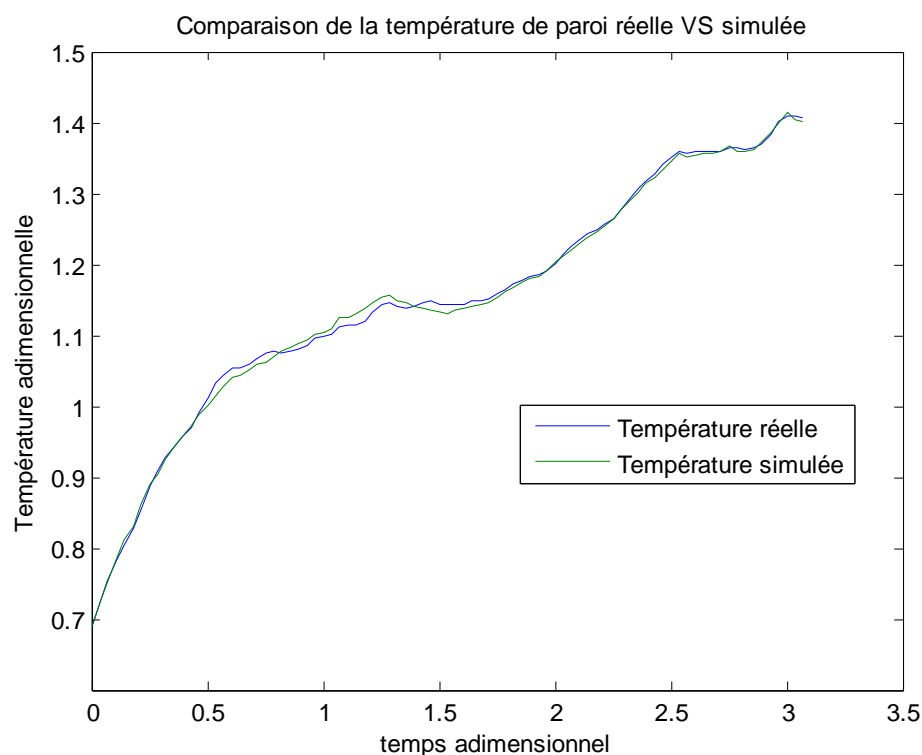


Figure 2-4 : Comparaison de la température de paroi réelle VS simulée

On peut observer sur le graphe comment la courbe simulée épouse quasi parfaitement la température réelle de paroi. Le coefficient de corrélation R^2 obtenu s'élève à 99,8 % ce qui est relativement très précis et viens appuyer l'observation graphique.

2.3.3 Validation du modèle

L'étape de validation consiste à utiliser un autre profil de manipulation des brûleurs avec son profil de température de paroi correspondant, les deux fournis par l'industriel. On injecte alors le profil de manipulation des brûleurs dans le modèle construit précédemment. On compare ensuite la température de paroi simulée avec celle fournie par l'industriel sur une base graphique et par rapport au coefficient de corrélation R^2 . Les figures 2-8 et 2-9 sont les deux profils que l'on va utiliser :

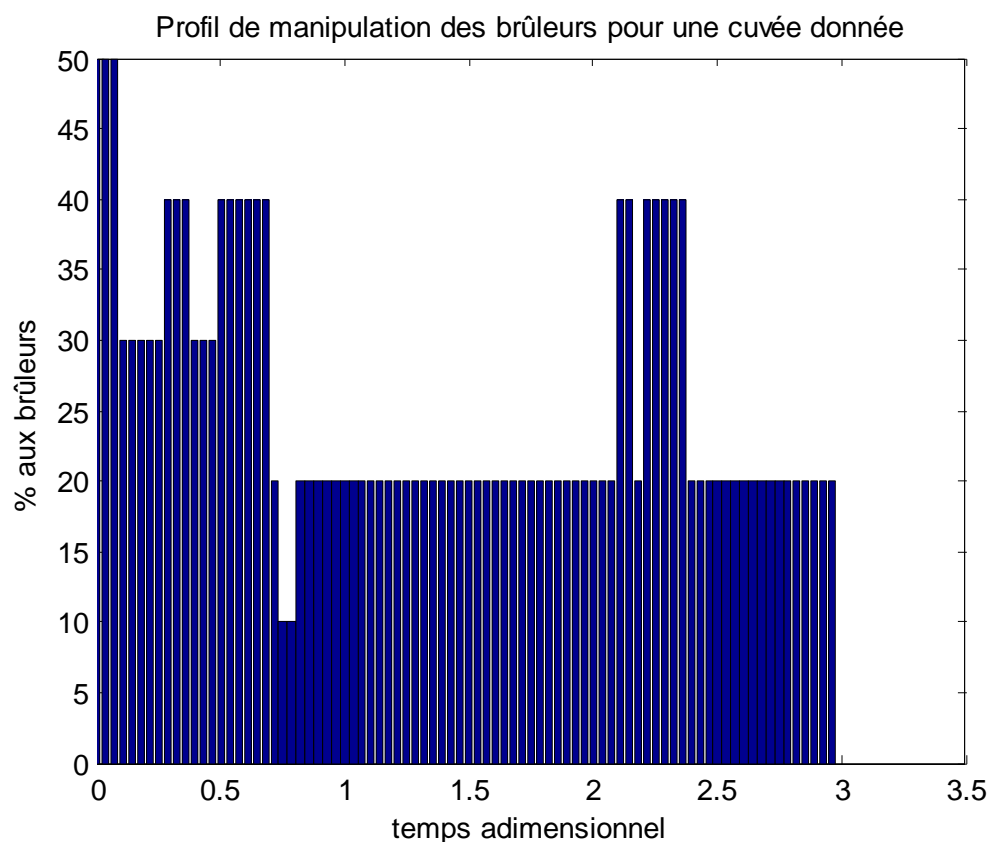


Figure 2-5 : Profil de manipulation des brûleurs pour une cuve donnée

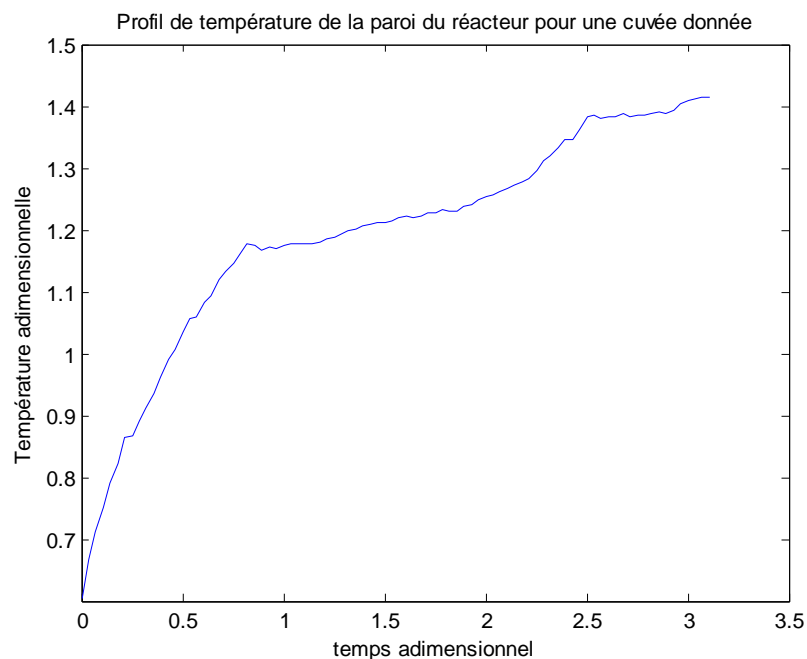


Figure 2-6: Profil de température de la paroi du réacteur pour une cuvée donnée

En utilisant le profil de manipulation des brûleurs avec le modèle que l'on a construit, on obtient le graphe de comparaison suivant :

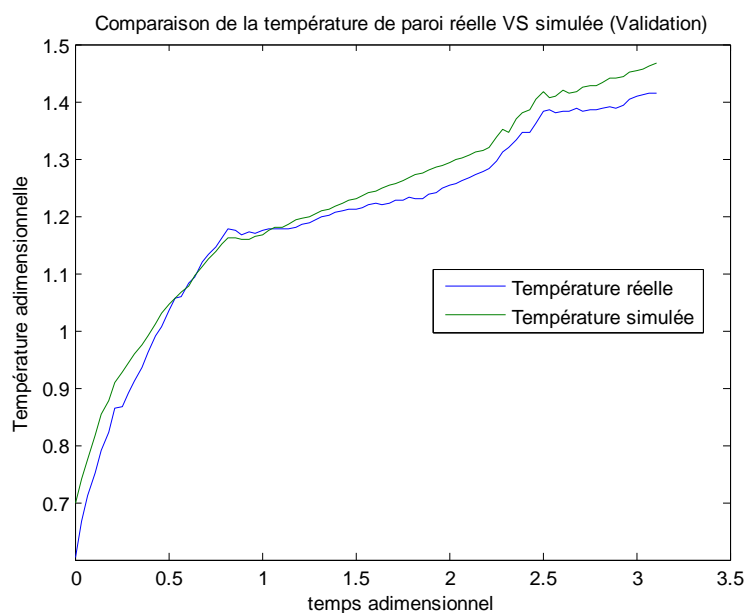


Figure 2-7 : Comparaison de la température de paroi réelle VS simulée (Validation)

On peut voir sur le graphique que les deux courbes ne se supposent pas parfaitement, mais la courbe de simulation décrit néanmoins d'une façon appréciable l'évolution de la température de paroi réelle. Le coefficient de corrélation R^2 obtenu s'élève à 96,1 %, ce qui est relativement acceptable.

2.4 Discussion

Le modèle des brûleurs obtenu est une représentation linéaire d'ordre 5 avec une corrélation d'environ 99,8 % à la vérification et 96,1 % à la validation ce qui est convenable pour le reste du projet. Cet écart peut être expliqué du fait que dans le cadre de cette recherche, le profil temporel de la vitesse de rotation du réacteur n'est pas pris en compte. Il peut varier significativement d'une cuvée à une autre. Il est certain que ce paramètre de vitesse a un impact sur la température de paroi dans la mesure où plus la vitesse de rotation est grande, plus le transfert de chaleur par convection des gaz de combustion des brûleurs vers la paroi est important. Par conséquent, la température de paroi serait plus élevée. Ceci pourrait expliquer cette différence entre le test de vérification et celui de validation. Le temps d'échantillonnage (soit 0,036 sur une base adimensionnelle) intrinsèque à ce modèle est le même que celui des données d'usine.

Toutefois, il est nécessaire de garder à l'esprit que ce modèle capture une dynamique de chauffe et ne pourrait donc retranscrire un quelconque refroidissement même partiel envisagé au cours de la pyrolyse. À cela s'ajoute, les données industrielles utilisées sont relatives à une cuvée d'environ 1500 kg de pneus. Le modèle serait extrapolable avec d'autres quantités à condition de supposer que le lit de pneus n'a pas d'effet sur la paroi, ce qui n'est pas tout à fait vrai. Par ailleurs, ce modèle inclut intrinsèquement la dynamique relative aux capteurs et aux actionneurs utilisés.

CHAPITRE 3 SYSTÈME DE CONTRÔLE DES BRÛLEURS

Le système de contrôle permet une manipulation automatique des brûleurs pour chauffer le réacteur. Son rôle est de garantir que la paroi du réacteur sera chauffée selon un profil précis de température. Il permet de faire ce que l'opérateur ne peut faire efficacement, c'est à dire, décider à chaque instant de combien il faut augmenter ou baisser le niveau des brûleurs pour suivre le profil de température de référence de façon précise. Ce profil de référence n'est autre que le profil optimal de température qui servira à augmenter la capacité de production. C'est pour cette raison que le système de contrôle est conçu.

3.1 Théorie

Le système de contrôle échantillonné que l'on déploie ici est de type feedback ou contrôle par rétroaction. Il peut être représenté de façon générale par le schéma suivant :

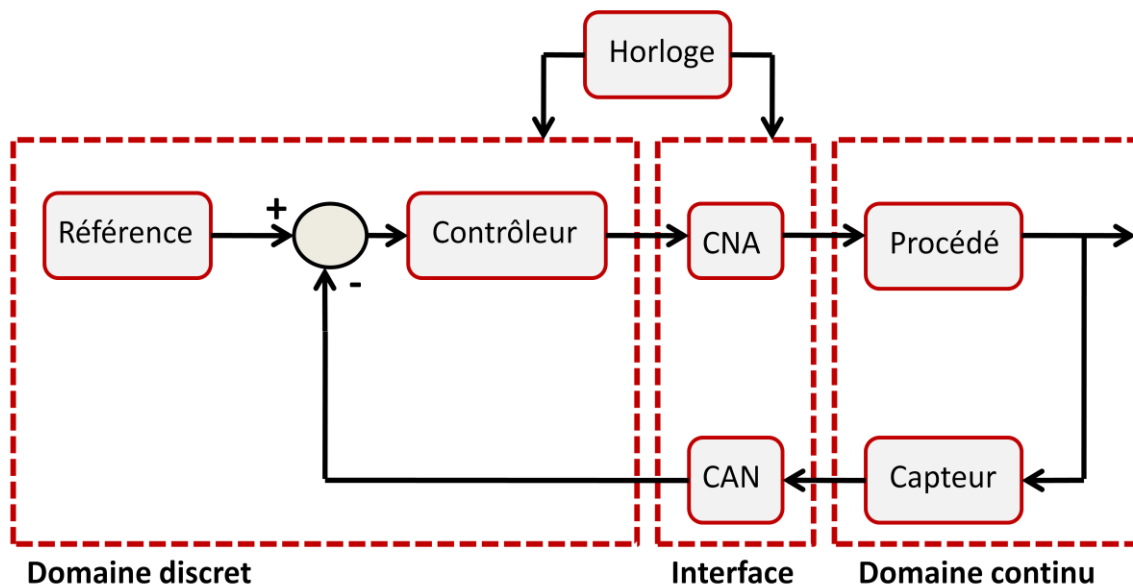


Figure 3-1: Structure générale d'un système de commande numérique.

Plus spécifiquement à notre cas, on peut simplement le représenter de la manière suivante :

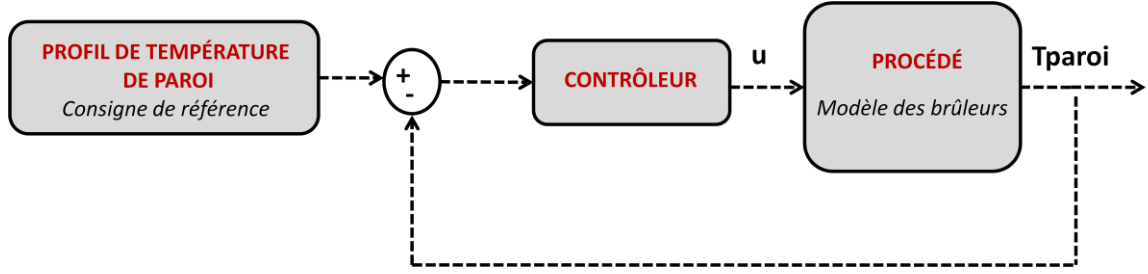


Figure 3-2: Schéma simplifié de la structure de commande par rétroaction

Une approche classique consiste à convertir la représentation d'état linéaire discrétisée du modèle des brûleurs en une fonction de transfert, toujours dans le domaine de z . On passe alors de du système d'équations 1.1 à la forme (Dessaint & Okou, 2010):

$$G_p = P(zI - F)^{-1}G + Q \quad (3.1)$$

On effectue ensuite un choix du type de contrôleur. On commence par choisir un contrôleur proportionnel. Sa conception consiste donc à trouver le gain K_p . Plusieurs méthodes peuvent amener à déterminer ce gain. On pourrait choisir la méthode par imposition des pôles. Elle consiste d'abord à choisir arbitrairement un dépassement $d(\%)$ et un temps de réponse T_s souhaité au niveau de la réponse du système. Les pôles désirés (z_1, z_2, \dots, z_n) découlant de ce choix sont alors déterminés pour former l'équation caractéristique désirée (Dessaint & Okou, 2010) de la forme :

$$\Delta_d(z) = (z - z_1) \dots (z - z_n) = 0 \quad (3.2)$$

On définit ensuite l'équation caractéristique du système. Il s'agit simplement du dénominateur de la fonction de transfert en boucle fermée du système (Seborg, Edgar & Mellichamp, 2004):

$$G_{BF} = \frac{G_C G_P}{1 + G_C G_P} \quad (3.3)$$

En égalant l'équation désirée avec l'équation caractéristique du système, la seule inconnue étant le gain K_p on peut alors l'isoler et le déterminer. On peut ensuite procéder à l'affinage de la réponse de ce système en recommençant le processus de conception depuis le début et en spécifiant de nouveaux T_s et $d(\%)$. Nous utiliserons l'interface Simulink® intégrée au logiciel

Matlab® pour effectuer cette conception ainsi que son affinage. La section suivante approfondit cette approche numérique.

3.2 Méthodologie

Sur l'interface Simulink®, on commence par implémenter le schéma de contrôle par rétroaction comme suit :

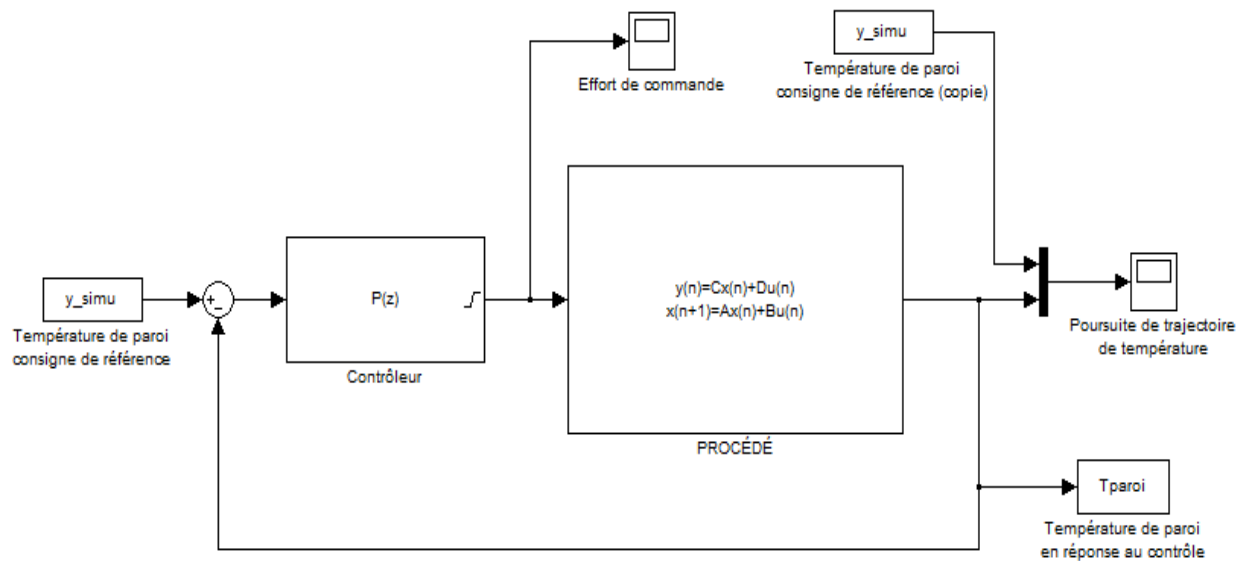


Figure 3-3: Schéma de contrôle implémenté dans l'interface Simulink® de Matlab®

Ce schéma est similaire à celui spécifié en théorie à quelques exceptions près. En effet, les blocs "*Effort de commande*" et "*Poursuite de trajectoire de température*" ne sont là que pour permettre une visualisation graphique directement sur l'interface. Le bloc "*Température de paroi en réponse au contrôle*" permet d'envoyer la température de sortie sur l'espace de travail de Matlab® afin d'être utilisée pour pouvoir calculer le coefficient de corrélation relatif à la performance du contrôleur. Les paramètres A,B,C et D au niveau du procédé correspondent exactement aux paramètres F,G,P et Q spécifiés précédemment.

Sur le plan expérimental, ces paramètres sont enregistrés sur l'espace de travail et proviennent de l'interface System Identification ToolBox ® de Matlab ® (Ljung, 1999, p.525).

Matlab ® offre la possibilité d'affiner le contrôleur directement sur l'interface en accédant à la fonctionnalité *Tune*, après avoir spécifié qu'il s'agit d'un contrôleur proportionnel. Durant l'affinage, on s'intéresse essentiellement à avoir le temps de réponse le plus rapide avec le dépassement le plus faible. Dans le but d'avoir un effort de commande faisable, on applique une saturation à la sortie du contrôleur et qui varie de 0 à 70 % en terme de niveau des brûleurs. On assume en effet, qu'au delà de 70%, le modèle des brûleurs estime mal la température de paroi puisque le profil de manipulation sur lequel il est construit n'atteint pas ce niveau; il s'agirait donc d'une extrapolation poussée.

Une fois que le contrôleur est affiné, on compare la réponse du système avec la consigne de référence. En d'autres termes, on vérifie si le contrôleur fait suivre fidèlement le profil de température de référence à la paroi du réacteur. Cette vérification se fait à la fois graphiquement et par le biais du coefficient de corrélation R^2 . Ajouté à cela, on s'assure que l'effort de commande fourni par le contrôleur est bien réaliste.

3.3 Test de performance

Le contrôleur est soumis à un test de performance réaliste. On lui fournit comme consigne de référence le profil de température issu des données de l'industriel. On obtient ainsi la poursuite de trajectoire suivante :

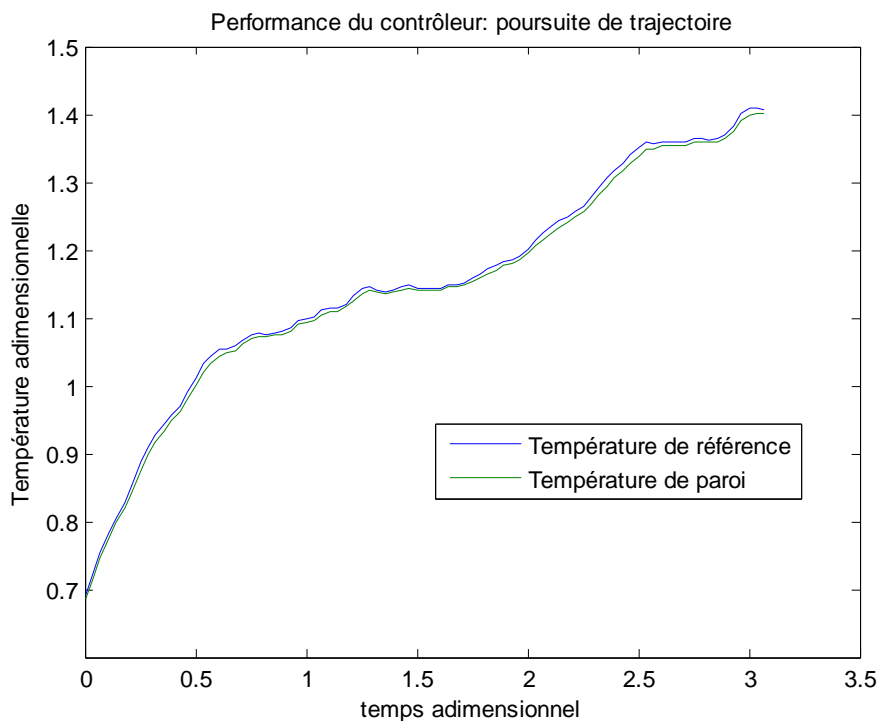


Figure 3-4: Performance du contrôleur, Poursuite de trajectoire

On peut observer que le contrôleur fait suivre à la paroi du réacteur de manière fidèle le profil de température de consigne ce qui témoigne d'une performance de qualité. À cela s'ajoute le fait que le coefficient de corrélation R^2 correspondant s'élève à 99,8 %.

On peut également présenter l'effort de commande du contrôleur qui, loin d'être agressif, est au contraire très faisable.

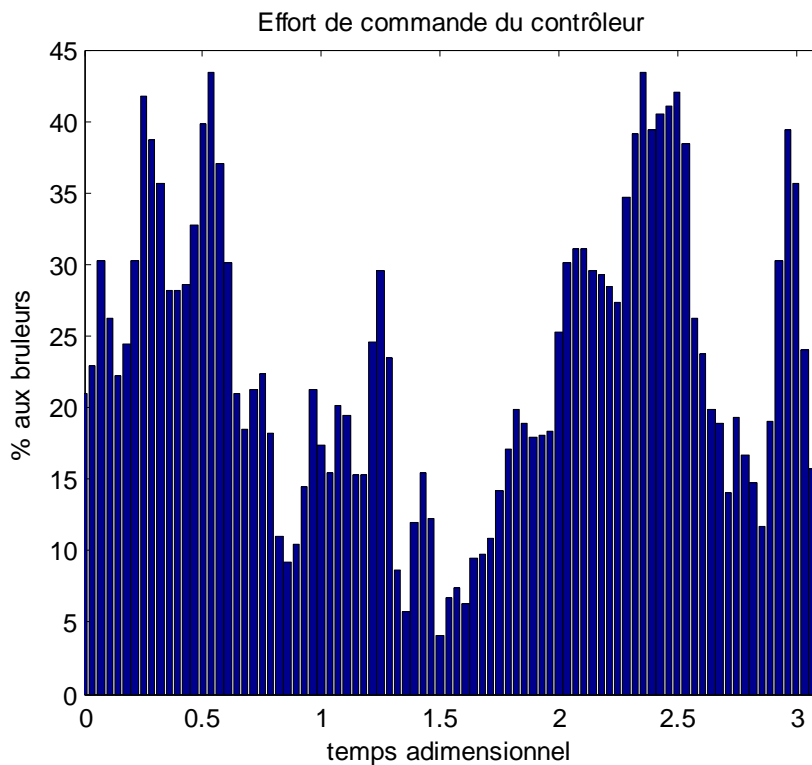


Figure 3-5 : Effort de commande du contrôleur

3.4 Discussion

Le système de contrôle conçu est relativement simple et affiche une très bonne performance. Toutefois, il faut garder à l'esprit qu'il repose sur le modèle des brûleurs développé précédemment. Il retranscrit donc ses limites. En d'autres termes, sa performance sera affectée lorsque d'autres capteurs ou actionneurs sont utilisés, lorsqu'on envisage de baisser la température en pleine pyrolyse ou encore lorsqu'on alimente le réacteur avec une quantité beaucoup plus grande que 1500 kg.

CHAPITRE 4 MODÈLE DE PRESSION DANS LE RÉACTEUR

Le modèle de pression est nécessaire pour pouvoir prédire d'éventuelles suppressions dans le réacteur. À la moindre surpression, un dispositif de sécurité permet d'arrêter le procédé. La pression dans le réacteur est donc un facteur limitant la capacité de production. Il est nécessaire de la modéliser afin de pouvoir contourner ce risque et optimiser le procédé.

4.1 Théorie

4.1.1 Procédé à l'étude & Hypothèses

Avant de rentrer dans les aspects théoriques relatifs à la pression, il est préférable de garder à l'esprit la visualisation schématique de la partie du procédé à l'étude.

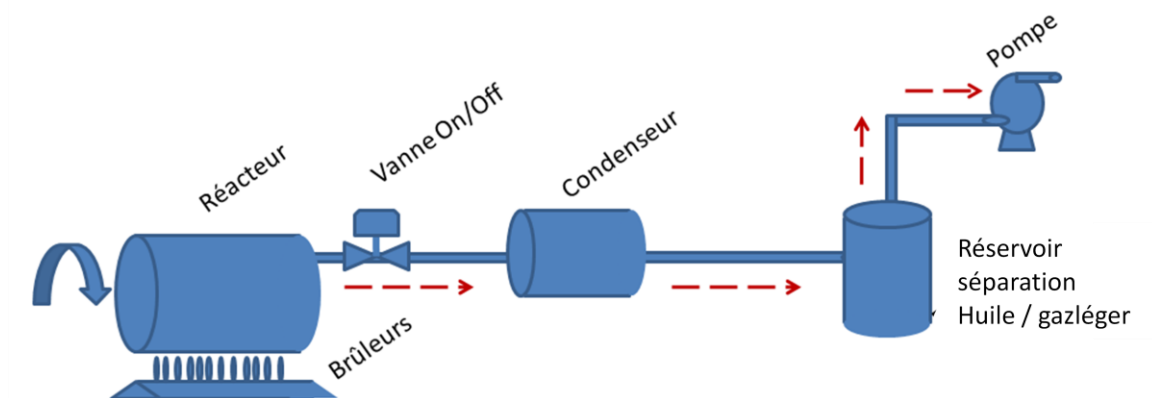


Figure 4-1 : Schéma simplifié du procédé à l'étude

Afin de modéliser la pression, il est important de comprendre que c'est le taux de production de gaz dans le réacteur qui génère la pression. Ce taux de production est régi par la

cinétique de réaction. Un modèle a été développé pour traduire cette cinétique (Lanteigne & Chaouki, 2012). On se basera sur ce dernier.

La pression est influencée également par deux autres éléments : la vanne On/Off en sortie du réacteur et la pompe de soutirage plus en aval. La manipulation de la vanne n'est pas stockée par le système d'acquisition de donnée de l'usine. Une hypothèse raisonnable sur la manipulation de celle-ci et découlant du diagnostic des mesures de pression enregistrées sera posée dans la section suivante. Il faut également savoir que la pompe n'est pas toujours activée. Lorsqu'elle est inactive, un phénomène de soutirage dit par écoulement naturel découlant d'une différence de pression entre le réacteur et le reste du système prend alors place jusqu'à l'équilibre. Le modèle de pression se base alors sur une double dynamique : lorsque la pompe est activé et lorsque celle-ci ne l'est pas.

Lorsque la pompe est inactive, le gaz lourd et léger s'écoule du réacteur vers la sortie du fait d'un gradient de pression dans le système. Pour construire le modèle de pression, il est impératif de spécifier le débit massique de sortie du réacteur. Ce débit total est directement lié au débit de gaz léger et à sa fraction massique. Le débit volumique de ce gaz léger à la sortie du condenseur est fonction de la différence entre la pression P^* de sortie du condenseur et la pression en sortie finale du système soit la pression atmosphérique. En supposant qu'il n'y a pas une grande variation de température ni de pression entre la sortie du condenseur et la sortie finale du système et sachant que l'on a uniquement du gaz léger dans cette section du procédé, on peut raisonnablement considérer une masse volumique constante. De ce fait, cette fois-ci, le débit massique du gaz léger en sortie du condenseur peut être relié à la différence de pression P^* et la pression atmosphérique en utilisant un bilan macroscopique d'énergie mécanique en régime permanent et turbulent pour fluide incompressible (Bird, Stewart & Lightfoot, 2007) et que l'on simplifie pour obtenir:

$$\frac{1}{\rho_{leger}} (P^* - P_{atm}) = \hat{E}_v \quad (4.0)$$

où le terme de dissipation visqueuse \hat{E}_v , ormi le fait d'être fonction de la friction, est fonction de la vitesse moyenne de fluide et donc du débit massique à travers la section d'écoulement et de la masse volumique ρ_{leger} . Or P^* découle de la perte de charge dans le condenseur. Il est aisé de concevoir le fait que cette perte de charge dépend de la cinétique de

réaction car elle ne sera pas la même lorsque le condenseur est traversé par essentiellement du gaz léger (en début de réaction) versus lorsqu'il est traversé par essentiellement du gaz lourd condensable (en milieu et fin de réaction). Pour connaître alors le débit massique de gaz de sortie du réacteur, il est nécessaire d'établir une relation entre la perte de charge dans le condenseur et la cinétique de réaction. Cela n'est faisable qu'en plaçant un capteur de pression à l'entrée et à la sortie du condenseur à moins de passer par des phénomènes complexes d'écoulements polyphasiques au sein du condenseur et qui nécessiteraient toute une étude. À défaut d'avoir cette instrumentation à l'usine au moment de l'élaboration de cet ouvrage, une approche plus simple est considérée. On suppose en effet que le débit massique de sortie de chaque composante du gaz est proportionnel à la pression partielle de la composante dans le réacteur.

On suppose par ailleurs, lorsque la pompe est activée, une relation de linéarité reliant le débit de soutirage à la pompe à la vitesse en pourcentage de celle-ci. On assumera que les condenseurs sont totalement efficaces et donc que le débit de gaz lourd est négligeable à la pompe, celle-ci n'aspirant que le gaz léger.

Compte tenu du fait qu'il s'agit d'une pyrolyse, il ne doit pas y avoir d'oxygène dans le réacteur. Ce dernier est alors chassé par une injection d'eau que l'on fait ensuite évaporer durant une phase dite de by-pass. On ne s'intéresse pas à cette phase. Elle sera simplement représentée par une pression constante, celle que l'on observe en fin de by-pass dans les données d'usine. Toutefois, il faut garder à l'esprit qu'après le by-pass il reste de la vapeur d'eau dans le réacteur et qu'il faut donc en tenir compte dans la dynamique de ce modèle.

Avant de rentrer plus en profondeur dans la phénoménologie, il serait utile de rappeler que la pyrolyse de pneus produit à la fois du gaz léger, du gaz condensable en huile et du noir de carbone.

4.1.2 Au cœur du concept

Le modèle se base sur la loi des gaz parfaits (Sonntag, Borgnakke & Van Wylen, 2003, p.62) qui relie la pression à la quantité massique de gaz m dans le réacteur, à la température T de gaz, à la masse molaire M et au volume V occupé par le gaz. Il est à noter que R représente ici la constante universelle des gaz parfaits.

$$P = \frac{m R T}{M V} \quad (4.1)$$

À l'exception de R , toutes ces grandeurs varient dans le temps. On peut raisonnablement supposer un équilibre solide-gaz dans le réacteur permettant ainsi de poser:

$$T = T_{\text{gaz}} \approx T_{\text{pneu}} \quad (4.2)$$

C'est avec la température de pneus que l'on va travailler. Celle-ci est prédite par le modèle cinétique sur lequel on se base (Lanteigne & Chaouki, 2012). Il reste alors l'évolution de trois variables à modéliser : la quantité de gaz $m(t)$ dans le réacteur, la masse molaire moyenne $M(t)$ du gaz dans le réacteur et le volume $V(t)$ de ce gaz.

4.1.2.1 La masse molaire moyenne $M(t)$ du gaz

Comme énoncé dans la section 4.1.1, juste après la phase de by-pass, on considère à la fois de la vapeur d'eau et des hydrocarbures (lourds et légers, indice hc). On commence donc par définir la masse molaire moyenne du gaz (Sonntag, Borgnakke & Van Wylen, 2003, p.474) dans le réacteur à chaque instant comme étant :

$$M = \frac{\sum m_i M_i}{\sum m_i} \quad (4.3)$$

$$M(t) = \frac{m_{\text{eau}}(t)M_{\text{eau}} + m_{\text{leger}}(t)M_{\text{leger}} + m_{\text{lourd}}(t)M_{\text{lourd}}}{m_{\text{eau}}(t) + m_{\text{leger}}(t) + m_{\text{lourd}}(t)} \quad (4.4)$$

ou encore

$$M(t) = \frac{m_{\text{eau}}(t)M_{\text{eau}} + m_{\text{leger}}(t)M_{\text{leger}} + [m_{\text{hc}}(t) - m_{\text{leger}}(t)]M_{\text{lourd}}}{m_{\text{eau}}(t) + m_{\text{hc}}(t)} \quad (4.5)$$

où m_i et M_i correspondent respectivement à la masse et la masse molaire du composant i .

Ayant un mélange complexe de gaz lourd et léger, leur masse molaire respective fera l'objet d'un affinage réaliste pour corrélérer avec les données de l'industriel. Une analyse de sensibilité sera bien entendu menée par la suite à ce niveau-là. L'évolution des quantités massiques de l'équation est définie dans la section suivante.

4.1.2.2 La quantité $m(t)$ de gaz dans le réacteur

La quantité de gaz dans le réacteur à chaque instant est définie par:

$$m(t) = m_{\text{eau}}(t) + m_{\text{hc}}(t) \quad (4.6)$$

Il est à noter ici que le terme m_{hc} inclue à la fois le gaz lourd condensable en huile et le gaz léger. De ce qui précède, on doit aussi chercher à connaître plus spécifiquement l'évolution de la quantité massique $m_{\text{leger}}(t)$ de gaz léger dans le réacteur. On effectue un bilan massique en régime transitoire (Bird, Stewart & Lightfoot, 2007, p.199) sur le volume de gaz dans le réacteur. On obtient :

$$\frac{dm_{\text{eau}}}{dt} = -(\omega_{\text{eau}})_{\text{sortie}} \quad (4.7)$$

$$\frac{dm_{\text{hc}}}{dt} = (\omega_{\text{hc}})_{\text{entrée}} - (\omega_{\text{gaz}})_{\text{sortie}} \quad (4.8)$$

$$\frac{dm_{\text{leger}}}{dt} = (\omega_{\text{leger}})_{\text{entrée}} - (\omega_{\text{leger}})_{\text{sortie}} \quad (4.9)$$

Pour chacune de ces variables, il y a une double dynamique, selon que la pompe soit activée ou non. En fait, les seuls termes qui sont affectés sont les termes de sortie.

Cas où la pompe est activée

On définit deux variables supplémentaires à savoir la fraction massique (Sonntag, Borgnakke & Van Wylen, 2003, p.473) de vapeur d'eau et celle de gaz léger dans le mélange de gaz du réacteur :

$$x_{\text{eau}}(t) = \frac{m_{\text{eau}}(t)}{m(t)} \quad x_{\text{leger}}(t) = \frac{m_{\text{leger}}(t)}{m(t)} \quad (4.10)$$

Lorsque la pompe est activée, pour trouver le débit de sortie de chacune des quantités massiques d'intérêt, la démarche consiste à déterminer le débit total de gaz de sortie du réacteur et à le multiplier par le pourcentage du composante correspondant. On obtient ainsi :

$$\frac{dm_{\text{eau}}}{dt} = -(\omega_{\text{total}})_{\text{sortie}} \cdot x_{\text{eau}}(t) \quad (4.11)$$

$$\frac{dm_{\text{hc}}}{dt} = (\omega_{\text{hc}})_{\text{entrée}} - (\omega_{\text{total}})_{\text{sortie}} \cdot [1 - x_{\text{eau}}(t)] \quad (4.12)$$

$$\frac{dm_{\text{leger}}}{dt} = (\omega_{\text{leger}})_{\text{entrée}} - (\omega_{\text{total}})_{\text{sortie}} \cdot x_{\text{leger}}(t) \quad (4.13)$$

Il reste alors à déterminer le débit total de sortie du réacteur et à le relier éventuellement au débit de gaz en sortie des condenseurs et imposé par la pompe. La figure suivante permet de mieux visualiser cette approche.

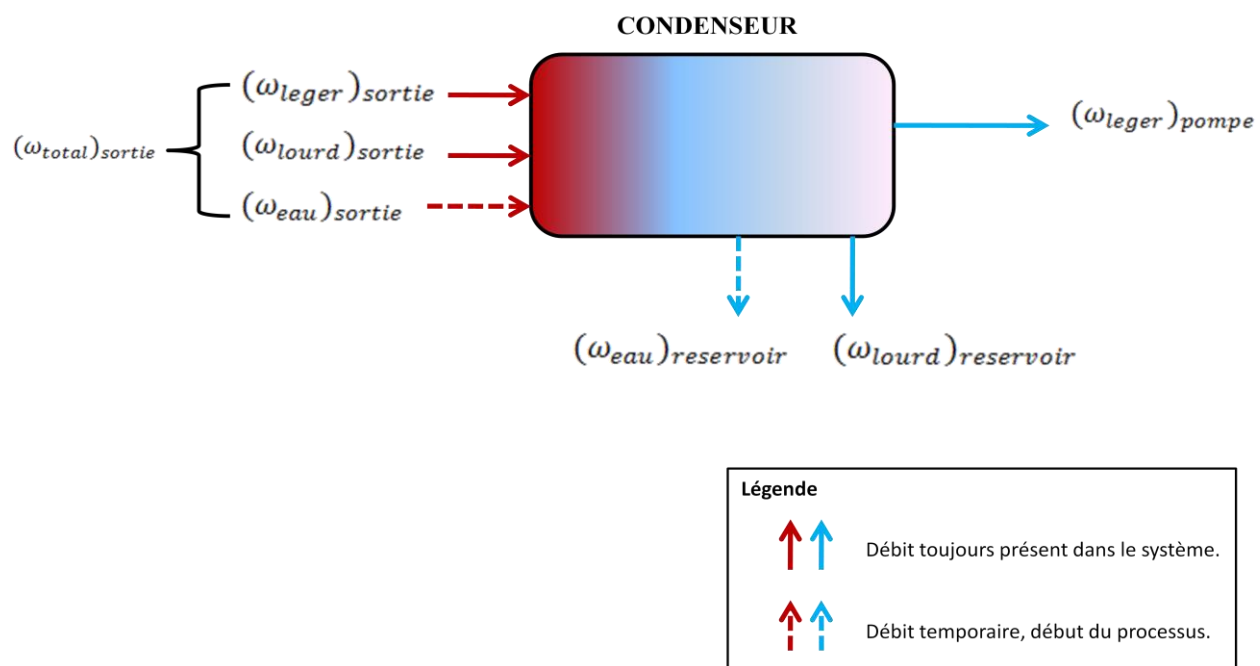


Figure 4-2 : Bilan de matière autour du condenseur

En rappelant que l'on a supposé que l'efficacité des condenseurs est totale, tout le gaz lourd est alors condensé en huile. La vapeur d'eau est également condensée et se retrouve en traces dans le réservoir d'huile. Le débit de gaz sortant des condenseurs est alors purement constitué de gaz léger. Par un bilan massique en régime permanent sur le gaz léger autour du condenseur, on en déduit que:

$$(\omega_{\text{leger}})_{\text{sortie}} = (\omega_{\text{leger}})_{\text{pompe}} \quad (4.14)$$

Or le débit total provenant du réacteur peut tout simplement s'écrire:

$$(\omega_{total})_{sortie} = \frac{(\omega_{leger})_{sortie}}{x_{leger}} \quad (4.15)$$

et donc

$$(\omega_{total})_{sortie} = \frac{(\omega_{leger})_{pompe}}{x_{leger}} \quad (4.16)$$

En injectant cette relation dans les équations 4.11, 4.12 et 4.13, on obtient:

$$\frac{dm_{eau}}{dt} = - \frac{[\omega_{leger}(t)]_{pompe}}{x_{leger}(t)} \cdot x_{eau}(t) \quad (4.17)$$

$$\frac{dm_{hc}}{dt} = [\omega_{hc}(t)]_{entrée} - \frac{[\omega_{leger}(t)]_{pompe}}{x_{leger}(t)} \cdot [1 - x_{eau}(t)] \quad (4.18)$$

$$\frac{dm_{leger}}{dt} = [\omega_{leger}(t)]_{entrée} - \frac{[\omega_{leger}(t)]_{pompe}}{x_{leger}(t)} \cdot x_{leger}(t) \quad (4.19)$$

Les débits massiques d'entrée $(\omega_{hc})_{entrée}$ et $(\omega_{leger})_{entrée}$ sont fournis par le modèle relatif à la cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012). Par ailleurs, si l'on souhaite avoir un modèle dynamique qui prend en compte la manipulation de la pompe en terme de vitesse (en %), il est nécessaire de spécifier le terme $(\omega_{leger})_{pompe}$.

Il est pertinent de noter que la capacité maximale de soutirage de la pompe est fournie en terme de débit volumique. On commence par traduire le débit massique de gaz léger à la pompe par un débit volumique à travers la même loi des gaz parfaits utilisé à l'équation 3.1, on obtient:

$$(\omega_{leger})_{pompe} = \rho_{leger} Q_{leger} = \left(\frac{P_{atm} M_{leger}}{RT_{ambiant}} \right) Q_{leger} \quad (4.20)$$

À présent, il ne reste plus qu'à relier le débit volumique Q_{leger} de gaz léger à la vitesse à la pompe en terme de pourcentage. Par défaut de variabilité au niveau des données industrielles relatives à la pompe, on suppose une relation linéaire entre ces deux variables. Selon l'industriel, à travers des observations sur le terrain, la pompe n'aspire plus lorsqu'elle opère à une vitesse de 15 %. On obtient alors la corrélation linéaire suivante:

$$Q_{leger}(t) = \left(\frac{Q_{max}}{85}\right) \cdot u_{pompe}(t) - \frac{15}{85} Q_{max} \quad (4.21)$$

En combinant les équations 4.21 et 4.20 on obtient:

$$[\omega_{leger}(t)]_{pompe} = \left(\frac{P_{atm} M_{leger}}{RT_{ambient}}\right) \cdot \left[\left(\frac{Q_{max}}{85}\right) \cdot u_{pompe}(t) - \frac{15}{85} Q_{max}\right] \quad (4.22)$$

À présent, notre système d'équations différentielles régi par les équations 4.17, 4.18 et 4.19 est complet. Ce système est valable uniquement lorsque la pompe est activée. Une autre dynamique prend place lorsque la pompe n'est pas activée, c'est celle du soutirage dit par écoulement naturel.

Cas où la pompe est désactivée

Lorsque la pompe n'est pas activée, pour un gaz donné, le débit de sortie est proportionnel à sa pression partielle. On peut alors écrire:

$$\frac{dm_{eau}}{dt} = -kP_{eau}(t) \quad (4.23)$$

$$\frac{dm_{hc}}{dt} = (\omega_{hc})_{entrée} - kP_{hc}(t) \quad (4.24)$$

$$\frac{dm_{leger}}{dt} = (\omega_{leger})_{entrée} - kP_{leger}(t) \quad (4.25)$$

Il est à noter ici que la constante k est la même pour les trois composants puisque k est fonction de la géométrie de la conduite de sortie et non du composant lui même.

La loi de Dalton (Sonntag, Borgnakke & Van Wylen, 2003, p.476) stipule que pour un composant i donné, on a:

$$P_i = \gamma_i P(t) \quad (4.26)$$

Or, on peut d'autre part exprimer la fraction molaire (Sonntag, Borgnakke & Van Wylen, 2003, p.473) comme suit:

$$\gamma_i = \frac{m_i/M_i}{m/M} = \frac{m_i \cdot M}{m \cdot M_i} \quad (4.27)$$

On obtient alors le système d'équations différentielles lorsque la pompe est inactive:

$$\frac{dm_{\text{eau}}}{dt} = -k \frac{m_{\text{eau}}(t)M(t)}{m(t)M_{\text{eau}}} P(t) \quad (4.28)$$

$$\frac{dm_{\text{hc}}}{dt} = (\omega_{\text{hc}})_{\text{entrée}} - k \frac{M(t)}{m(t)} \left[\frac{m_{\text{leger}}(t)}{M_{\text{leger}}} + \frac{[m_{\text{hc}}(t) - m_{\text{leger}}(t)]}{M_{\text{huile}}} \right] P(t) \quad (4.29)$$

$$\frac{dm_{\text{leger}}}{dt} = (\omega_{\text{leger}})_{\text{entrée}} - k \frac{m_{\text{leger}}(t)M(t)}{m(t)M_{\text{leger}}} P(t) \quad (4.30)$$

Le couple d'équations 4.10 doit également être appliqué avec ce système.

Pour récapituler cette sous-section, on peut affirmer que l'équation 4.6 est désormais soutenue par les deux systèmes d'équations différentielles régis par les équations 4.17, 4.18, 4.19 lorsque la pompe est active et par les équations 4.28, 4.29, 4.30 lorsque celle-ci est inactive. En d'autres termes, on est à présent capable de suivre l'évolution de la quantité massique de gaz dans le réacteur en tout temps. Il ne reste plus que la variation du volume de gaz dans le réacteur à déterminer pour pouvoir suivre la pression dans le réacteur ; c'est ce qui est cerné par la sous-section suivante.

4.1.2.3 Le volume V(t) du gaz dans le réacteur

Le volume de gaz dans le réacteur correspond à l'ensemble du volume du réacteur auquel on retranche le volume du lit de pneus. Le lit de pneus est composé d'acier et de matière pyrolysable c'est-à-dire la matière qui donnera du noir de carbone, du gaz léger et du gaz lourd

condensable en huile. Lorsque le lit réagit, le noir de carbone produit reste dans le lit, la masse de celui-ci ne se réduit donc que par la production de gaz lourd et léger. On suppose que la masse volumique moyenne du lit reste à peu près la même. En effectuant un bilan massique (Bird, Stewart & Lightfoot, 2007, p.199) sur le lit de pneus en régime transitoire, on peut écrire:

$$\rho_{pneu} \frac{dV_{pneu}}{dt} = -(\omega_{hc})_{entrée} \quad (4.31)$$

où $(\omega_{hc})_{entrée}$ a été défini précédemment comme étant le débit d'hydrocarbures lourd et léger produit par la pyrolyse du lit de pneus et il est fourni par le modèle cinétique (Lanteigne & Chaouki, 2012) sur lequel repose ce projet.

Il est important de tenir compte du fait qu'au fur et à mesure que la pyrolyse se déroule, le volume du lit de pneus se réduit. Le volume de gaz augmente donc au fur et à mesure que le volume du lit diminue. On a alors:

$$\frac{dV}{dt} = -\frac{dV_{pneu}}{dt} \quad (4.32)$$

et donc

$$\frac{dV}{dt} = \frac{1}{\rho_{pneu}} (\omega_{hc})_{entrée} \quad (4.31)$$

4.2 Méthodologie

4.2.1 Vue d'ensemble de la structure du système

Afin de synthétiser ce qui précède, on rappelle que la pression est déterminée par l'équation directrice 4.1 où le profil de température $T(t)$ est fourni par le modèle de cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012). Cette équation fait l'objet d'une double dynamique: lorsque la pompe est activée et lorsqu'elle ne l'est pas. Chacune des variables m , M et V est soutenue par un ensemble d'équations différentielles. La figure suivante offre une vue d'ensemble du modèle de pression et des interactions entre les différentes équations qui le constituent.

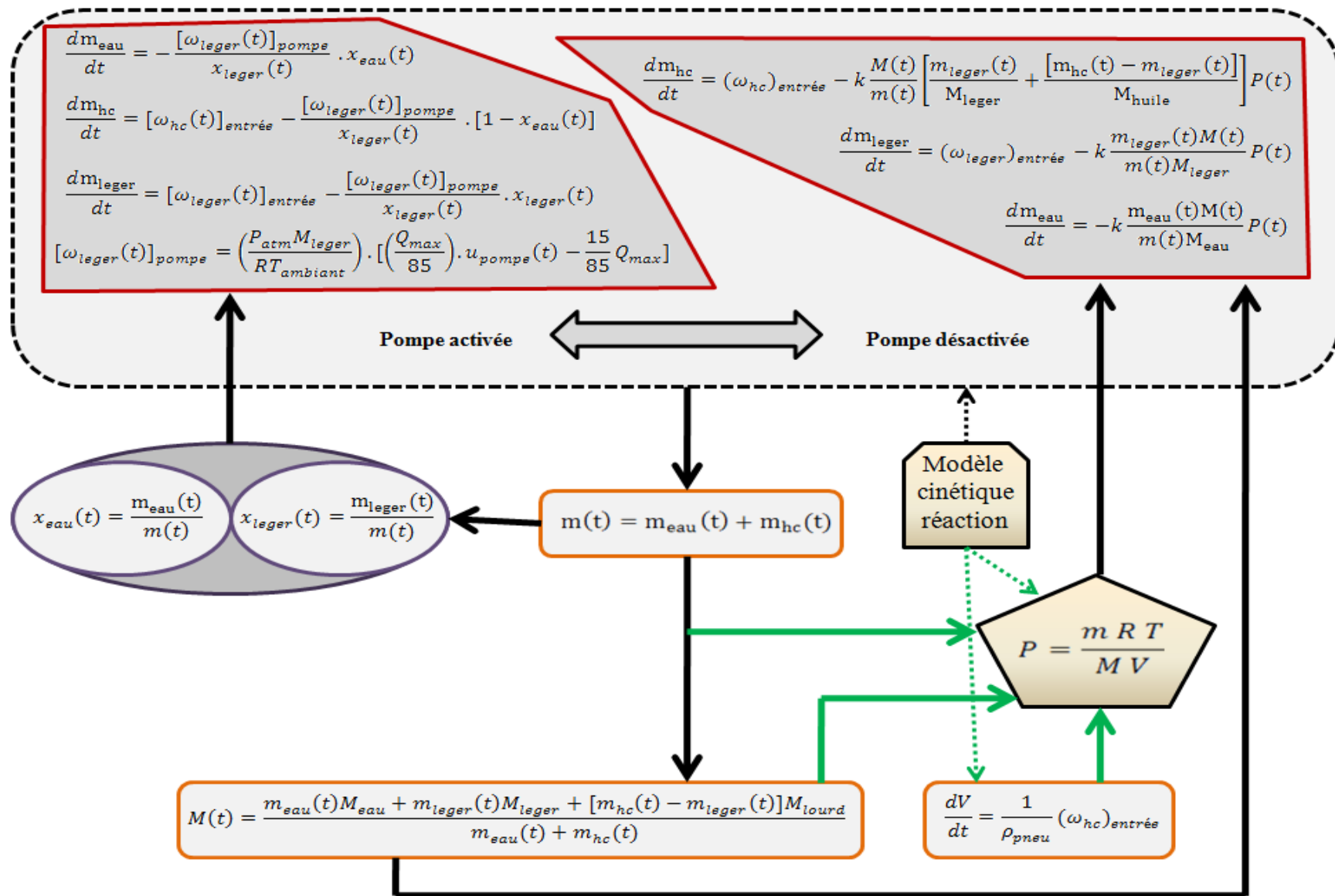


Figure 4-3 : Schéma synthèse du modèle de pression

4.2.2 Résolution numérique

Pour obtenir le profil de pression, il faut mettre en œuvre le système présenté dans la figure de la section précédente. On procède naturellement à une résolution numérique. Pour ce faire, la méthode d'Euler est déployée (Fortin,2001). Ainsi, pour suivre l'évolution temporelle dans $t=\{t_0, t_1, \dots, t_n\}$ d'une variable quelconque $X=\{X_0, X_1, \dots, X_n\}$, on a:

$$\begin{cases} X_1 = X(t_0 + h) = X_0 + h \frac{dX}{dt} \Big|_{t_0} \\ \vdots \\ X_n = X(t_{n-1} + h) = X_{n-1} + h \frac{dX}{dt} \Big|_{t_{n-1}} \end{cases} \quad (3.32)$$

Il suffit donc d'initialiser les variables, de déterminer leur première dérivée à travers leur équation différentielle correspondante, d'estimer leur valeur à l'itération suivante et ainsi de suite. Le pas de temps h utilisé est très petit, de l'ordre de 10^{-3} ; il est le même que celui utilisé dans la résolution numérique du modèle de cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012). Les variables ont été initialisés au temps t^* , soit juste après la phase de by-pass. On pose que la durée de by-pass est la durée nécessaire pour commencer à produire 0,5 kg/min de gaz. À cet instant, le gaz dans le réacteur est essentiellement constitué de vapeur d'eau. Lorsque la production est à peine à ce niveau, on peut considérer que le volume du lit n'a pas encore changé. La pression à t^* est fournie par les données de l'industriel et la température par le modèle cinétique (Lanteigne & Chaouki, 2012). On peut alors estimer la quantité initiale de vapeur d'eau dans le réacteur comme suit:

$$m_{eau}(t^*) = \frac{P(t^*)V(t^*)M_{eau}}{RT(t^*)} \quad (3.33)$$

On peut raisonnablement poser que la quantité d'hydrocarbures est relativement nulle à ce moment et que donc la quantité totale $m(t)$ de gaz à cet instant correspond à la quantité de vapeur d'eau $m_{eau}(t_0)$.

Pour amorcer la résolution de ce système, il est nécessaire de spécifier les masses molaires de gaz lourd et de gaz léger, ainsi que la constante de proportionnalité k utilisée lorsque la pompe est inactive et puis la capacité de soutirage maximale Q_{max} de la pompe. Ces paramètres sont déterminés par affinage par rapport aux données d'usine. Ces données de

l'industriel relatives à la pression dans le réacteur et à la manipulation de la pompe et sur lesquelles ont se base sont présentées dans les deux graphes suivants:

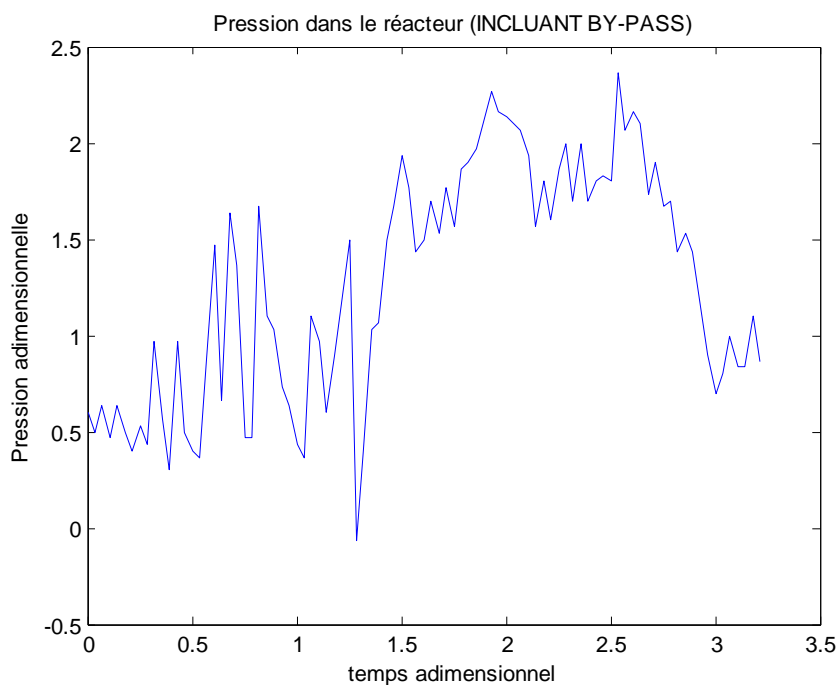


Figure 4-4 : Pression dans le réacteur (incluant la phase de by-pass)

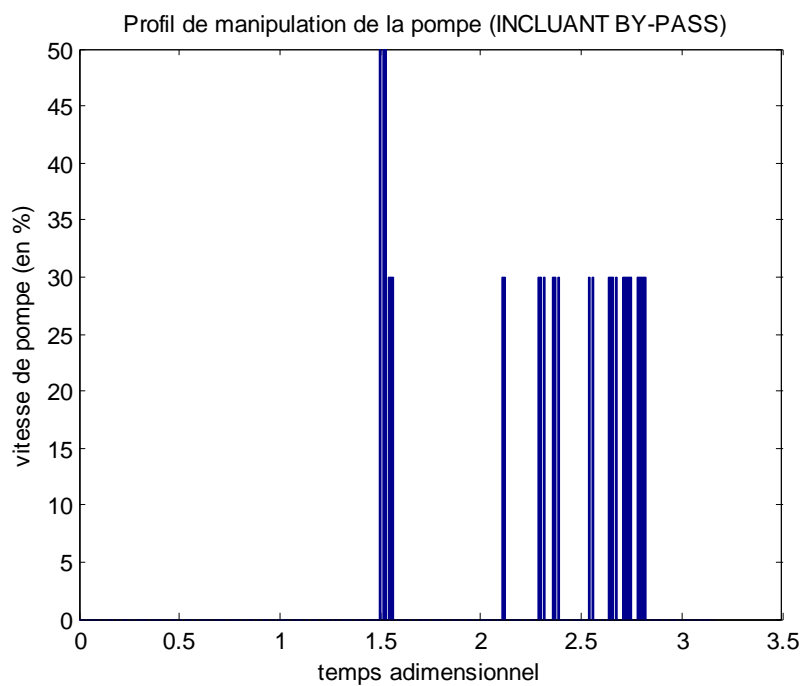


Figure 4-5 : Profil de manipulation de la pompe (incluant la phase de by-pass)

On peut noter que sur le profil de pression, la phase de by-pass va jusqu'au temps $t=0,8$. On peut également souligner que ces graphes correspondent à une cuvée d'environ 1500 kg de pneus.

À ces données s'ajoute la manipulation hypothétique de la vanne on-off situé à la sortie du réacteur.

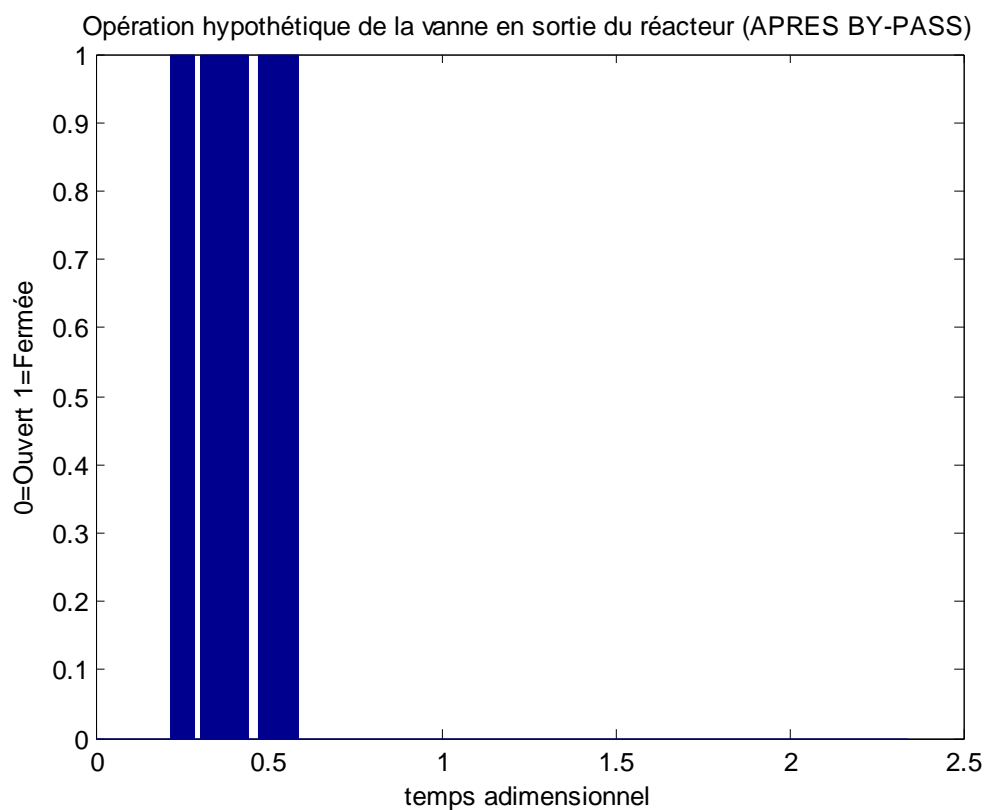


Figure 4-6: Opération hypothétique de la vanne en sortie du réacteur (après la phase de by-pass)

Il est à noter que la figure ci-dessus prend place après la phase de by-pass. C'est ce profil qui pourrait expliquer les montées de pression avant même le déroulement significatif de la réaction du fait de la fermeture de vanne de sortie.

C'est avec ces profils que l'on va affiner les paramètres d'intérêt, dans la section suivante.

4.3 Résultats & Analyses

4.3.1 Analyse de sensibilité

Les masses molaires de gaz lourd et de gaz léger, ainsi que la constante de proportionnalité k utilisée lorsque la pompe est inactive et puis la capacité de soutirage maximale Q_{max} de la pompe ont été variées jusqu'à obtenir le meilleur affinage possible.

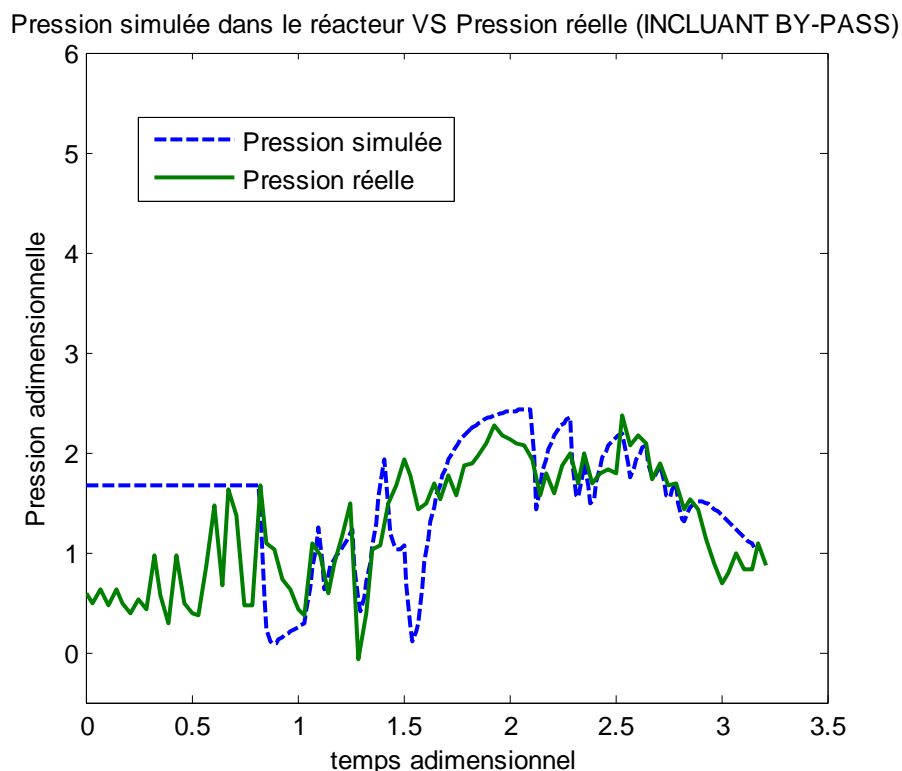


Figure 4-7 : Pression simulée dans le réacteur VS Pression réelle (incluant la phase de by-pass)

On peut tout d'abord noter que la pression est maintenue constante jusqu'à environ $t=0,8$ pour ainsi identifier la phase de by-pass qui, sur le plan de la modélisation, a peu d'intérêt. La chute de pression qui s'en suit immédiatement marque l'ouverture de la vanne de sortie du réacteur. On peut observer qu'à $t=1,3$ la pression diminue drastiquement. Cela est dû au fait que la masse molaire moyenne du mélange augmente brutalement du fait de la production d'hydrocarbures et de l'élimination rapide de la vapeur d'eau dans le système. Comme le taux de production de gaz à ce moment-là n'est pas suffisamment élevé, alors la pression chute jusqu'à ce que ce taux devienne suffisamment grand pour pallier l'effet de l'augmentation de la masse

molaire du mélange redressant ainsi la pression. Les paramètres affinés utilisés sont présentés dans le tableau ci-dessous.

Tableau 4-1: Paramètres affinés du modèle de pression

Masse molaire de gaz léger	Masse molaire de gaz lourd	Capacité maximale		Constante k (pompe désactivée)	
g/mol	g/mol	m ³ /min	CFM	Kg/min.Pa	Kg/min.psi
40	90	2,83	100	$1,088.10^{-4}$	0,75

L'ordre de grandeur des masses molaires est tout à fait représentatif. En effet, une étude sur la composition du gaz issu de la pyrolyse de pneus a montré la présence de C1, CO₂, C2 à C7 (Al-Amrousi & El-Naggar, 2005).

Dans ce qui suit, la sensibilité de chacun de ces paramètres est étudiée.

Masse molaire de gaz léger

On maintient tous les paramètres constants à leur valeur affinée et on fait varier la masse molaire de gaz léger de ± 10 g/mol par rapport à la valeur affinée. On obtient les graphes suivants:

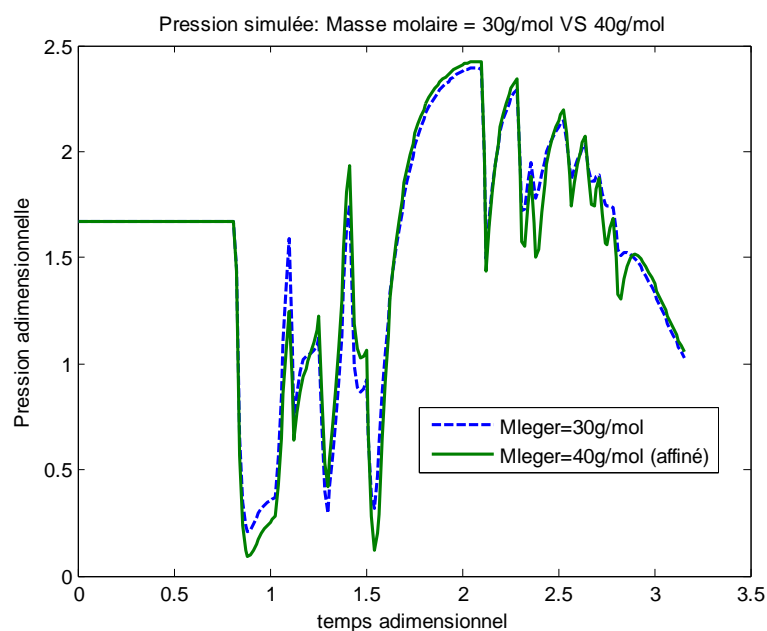


Figure 4-8 : Pression simulée : Masse molaire = 30 g/mol VS 40 g/mol

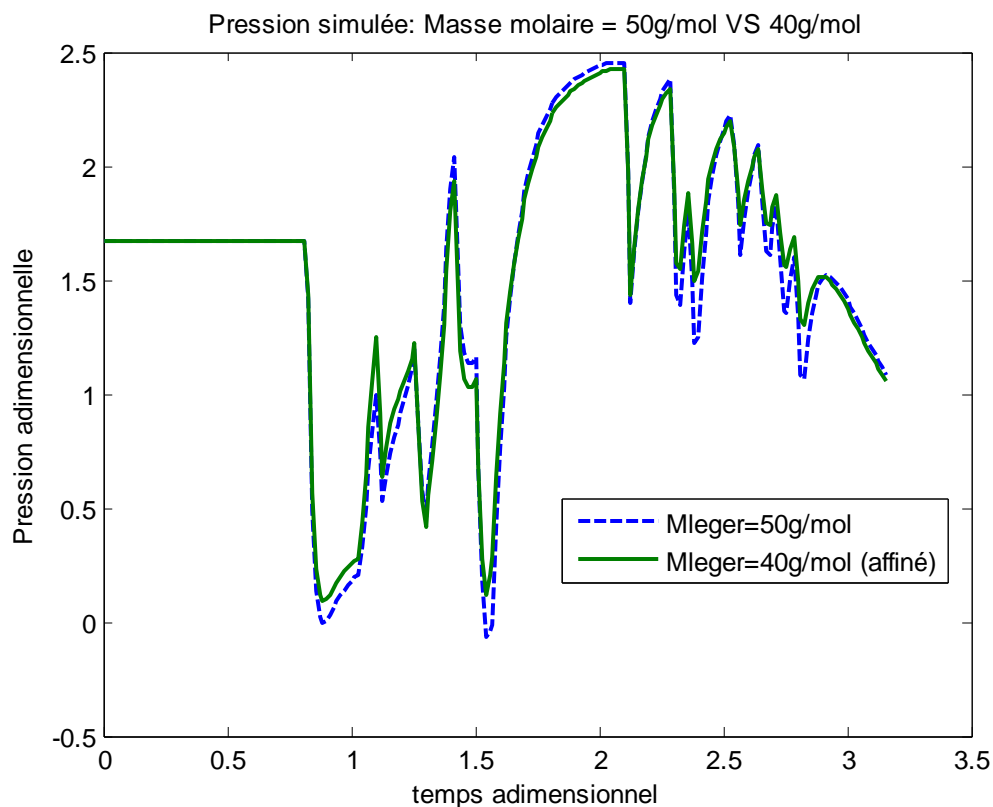


Figure 4-9 : Pression simulée : Masse molaire = 50 g

La sensibilité de la masse molaire de gaz léger n'est pas négligeable, plus particulièrement lorsque le gaz est soutiré. En effet, lorsque la masse molaire est faible, l'effet de soutirage l'est aussi comme en témoigne la pression entre $t=2,4$ et $t=2,8$ à la figure 4-8. Lorsque la masse molaire augmente, l'effet de soutirage est plus prononcé, car dans cette période, on peut remarquer que la pression descend de façon plus importante comme en témoigne la figure 4-9.

Masse molaire de gaz lourd

Pour la masse molaire de gaz lourd, on effectue le même test que précédemment. On obtient alors les graphes suivants:

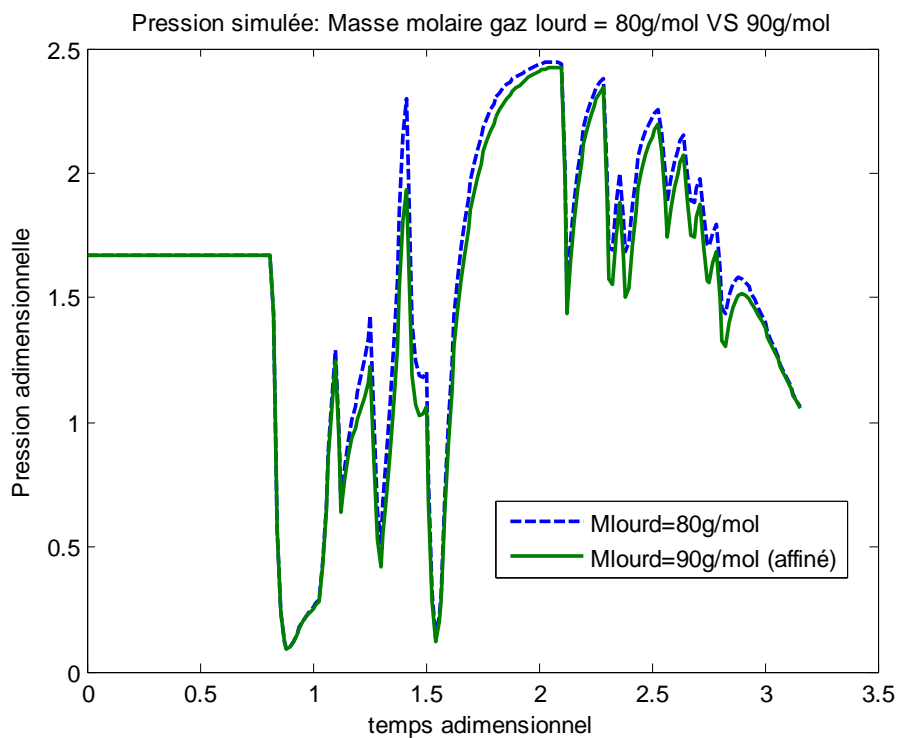


Figure 4-10 : Pression simulée : Masse molaire gaz lourd = 80 g/mol VS 90 g/mol

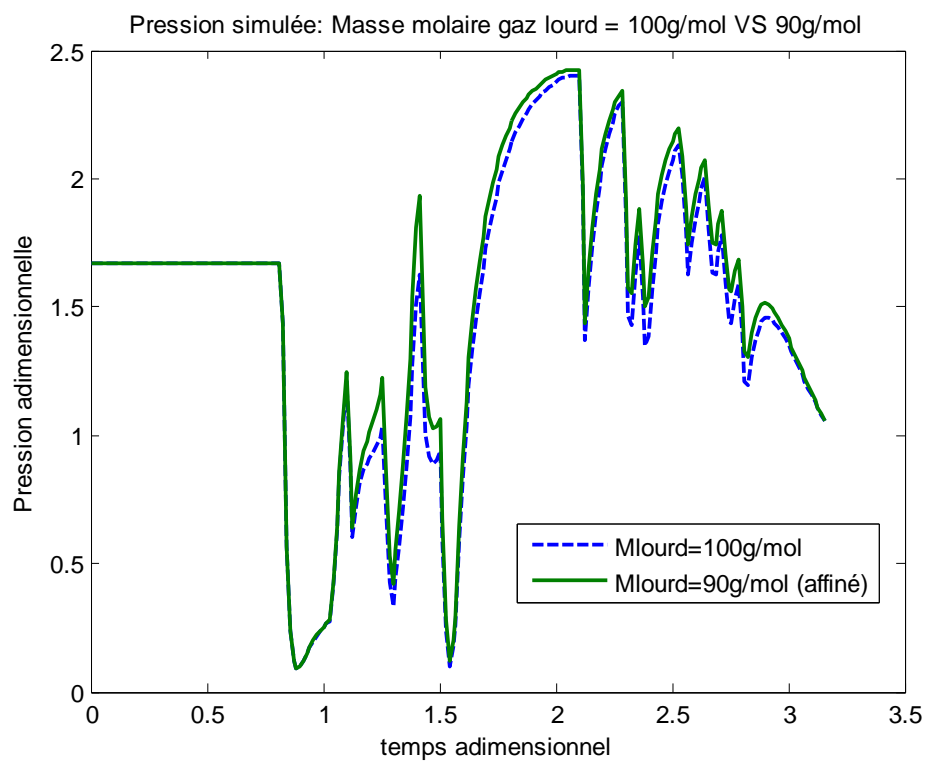


Figure 4-11: Pression simulée : Masse molaire gaz lourd =100 g/mol VS 90 g/mol

Une première observation peut se faire à $t=1,3$ où la vanne de sortie du réacteur est fermée. À ce niveau-là, on peut voir que plus la masse molaire d'huile diminue, plus la pression est grande. Ce résultat s'explique directement par la relation 3.1 où la masse molaire est au dénominateur. Diminuer la masse molaire de gaz lourd permet de diminuer la masse molaire moyenne et donc le dénominateur de cette relation ce qui entraîne une plus grande pression.

Une deuxième observation se fait lorsque la pompe est activée, c'est-à-dire entre $t=2$ et $t=3$. Comme pour le gaz léger, l'augmentation de la masse molaire du gaz lourd entraîne de plus grandes succions lorsque la pompe est activée. Toutefois elle est moins importante que lorsqu'on augmente la masse molaire de gaz léger.

Globalement, le paramètre masse molaire de gaz lourd est moins sensible que celui du gaz léger.

Capacité maximale de soutirage de la pompe

On maintient à nouveau tous les paramètres constants à leur valeur affinée et on fait varier la capacité de soutirage maximale de la pompe de ± 50 CFM par rapport à la valeur affinée. On considère alors les valeurs: 1,42, 2,83 et 4,25 m^3/min soit 50, 100 et 150 CFM. On obtient les graphes suivants:

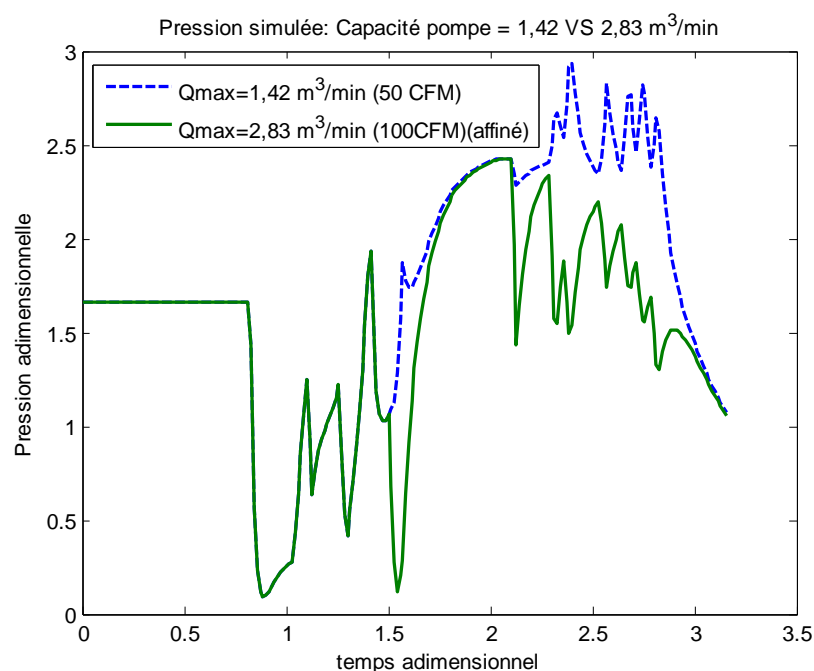


Figure 4-12: Pression simulée: Capacité pompe = 1,42 VS 2,83 m^3/min

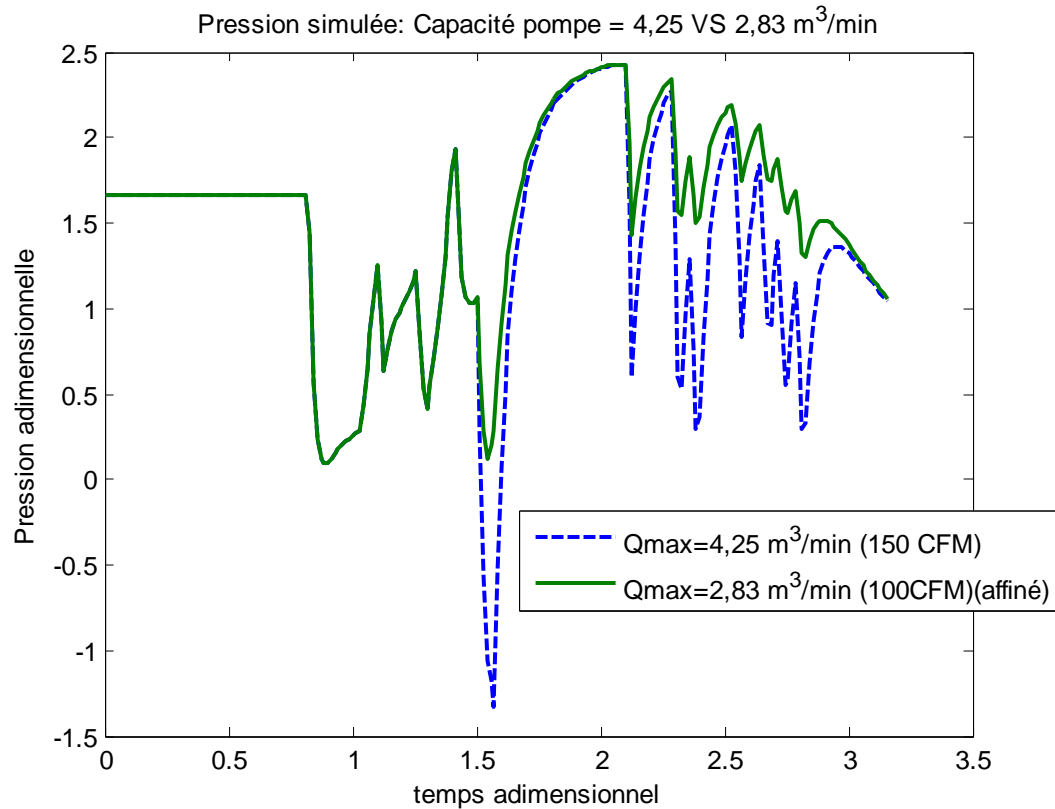


Figure 4-13: Pression simulée : Capacité pompe = 4,25 VS 2,83 m³/min

On peut observer que la capacité maximale de soutirage de la pompe est un paramètre très sensible. On peut noter d'ailleurs qu'une capacité de 1,42 m³/min (50 CFM) ne permet même pas de pallier le taux de production de gaz comme on peut l'observer à la figure 3-12 à t=1,5.

Coefficient de proportionnalité k (pompe désactivée)

On maintient à nouveau tous les paramètres constants à leur valeur affinée et on fait varier le coefficient k de $\pm 0,20$ Kg/min.psi par rapport à la valeur affinée. On considère alors les valeurs: $7,977 \cdot 10^{-5}$, $1,088 \cdot 10^{-4}$ et $1,378 \cdot 10^{-4}$ Kg/min.Pa.

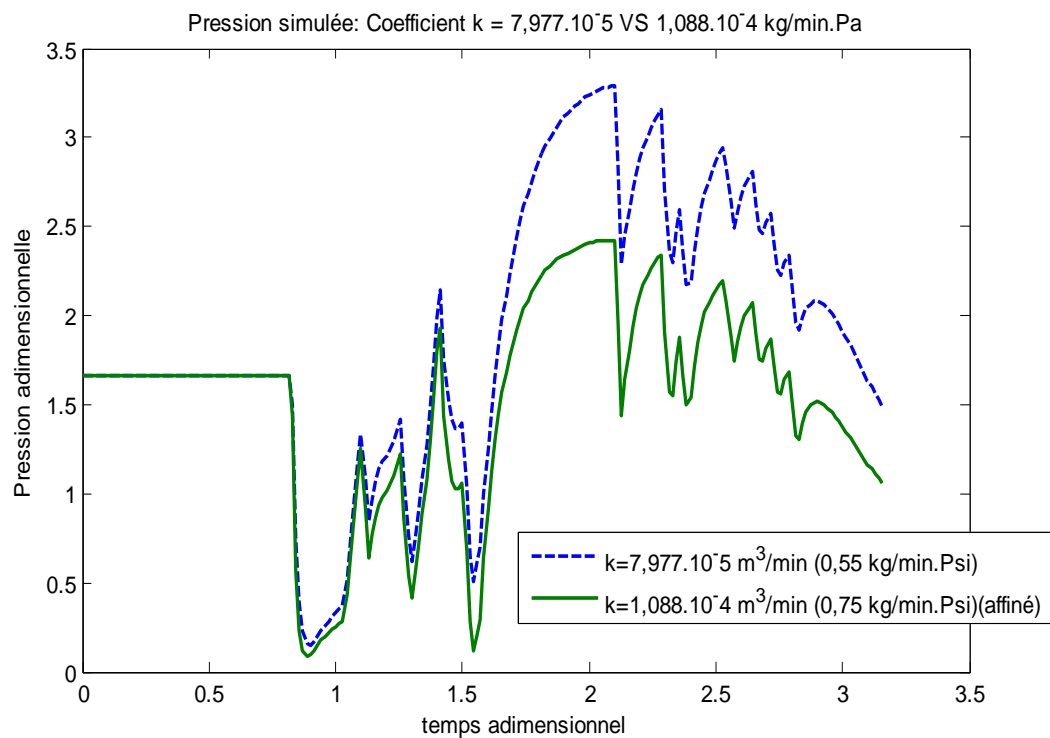


Figure 4-14: Pression simulée coefficient $k = 7,977 \cdot 10^{-5}$ VS $1,088 \cdot 10^{-4}$ kg/min.Pa

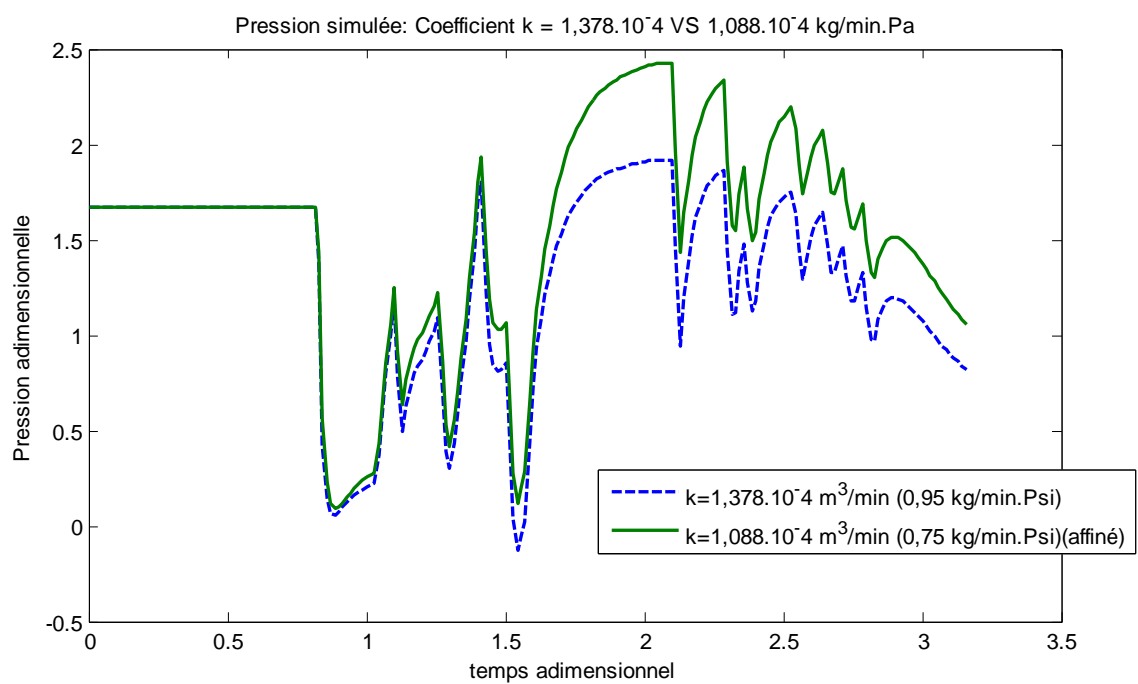


Figure 4-15: Pression simulée: Coefficient $k = 1,378 \cdot 10^{-4}$ VS $1,088 \cdot 10^{-4}$ kg/min.Pa

Il paraît clair que le coefficient de proportionnalité k est extrêmement sensible. Lorsque k diminue, le soutirage par écoulement naturel devient faible et donc la pression dans le réacteur est globalement plus grande. À l'inverse, lorsque k augmente, ce soutirage devient plus important et la pression dans le réacteur a tendance à être plus faible. On peut noter que k n'a d'impact que lorsque la pompe n'est pas activée.

4.3.2 Tests de prédictions & Discussion

Cette section présente deux tests de prédictions effectuées avec le modèle de pression développé. Quelques lignes de code ont été ajoutées à la programmation numérique de ce modèle. Ces lignes concernent la politique de soutirage de la pompe. Deux paramètres entrent en jeu: une pression minimale et une pression maximale à ne pas dépasser. Lorsque la pression à l'itération $t+h$ est estimée en dessous de la pression minimale spécifiée alors la pompe a pour instruction d'être désactivée à l'instant t . À l'inverse, lorsque la pression à l'instant $t+h$ est estimée au-dessus de la pression maximale, alors la pompe a pour instruction à l'instant t d'augmenter graduellement sa vitesse jusqu'à faire descendre la pression en dessous de cette limite.

Test 1 : Cuvée de 1500 kg (3300 lbs), 70 % aux brûleurs en tout temps.

Pour ce test, on obtient les graphes suivants:

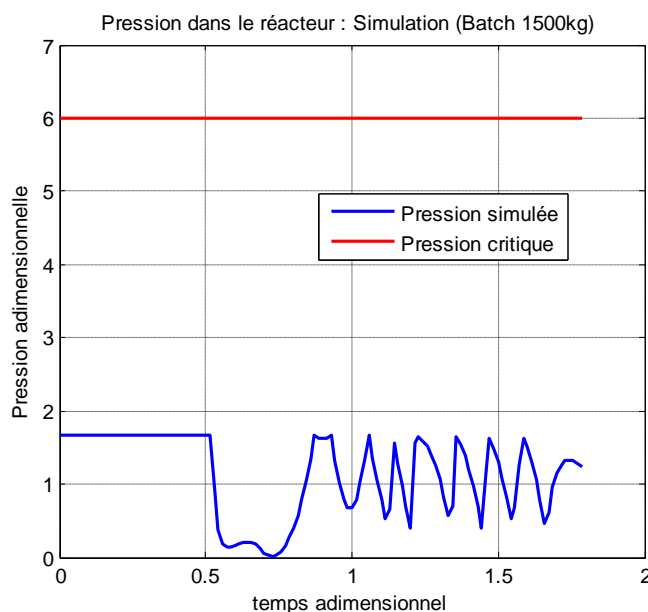


Figure 4-16 : Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 1500kg)

On peut d'abord noter que le profil de pression respecte la politique imposée à savoir de maintenir la pression entre deux valeurs (ici environ entre 1,7 et 0,3 en terme de pression adimensionnelle). Ensuite, on peut observer que pour une telle quantité de pneus, même si l'on chauffe en tout temps, à pleine capacité des brûleurs, il existe un profil de manipulation de la pompe qui fait en sorte de ne pas dépasser la pression critique qui pourrait créer une rupture disque et faire cesser le procédé. Ce profil est présenté dans le graphe suivant:

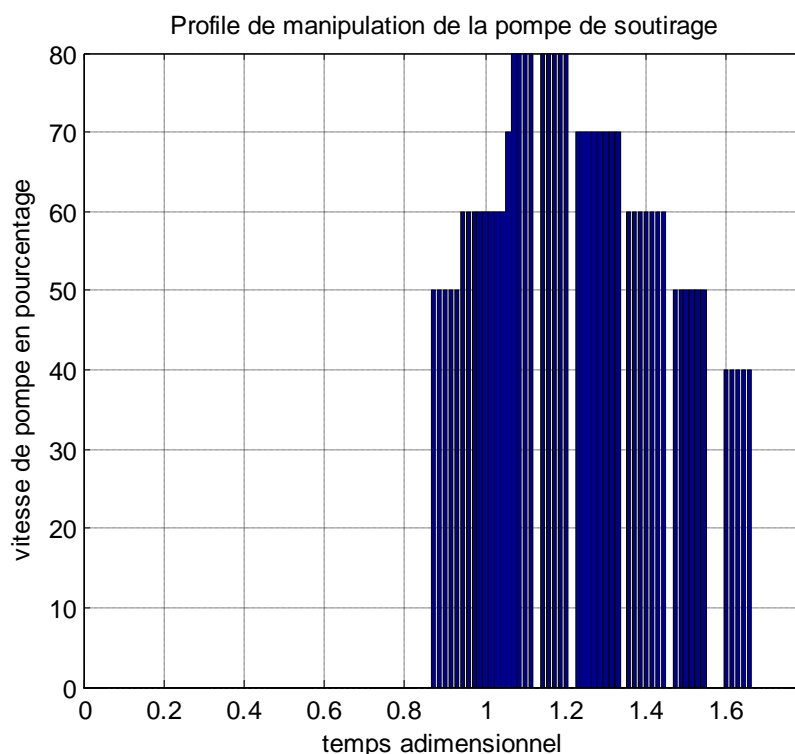


Figure 4-17 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage

Par ailleurs, on s'attend aussi à voir la masse molaire moyenne augmenter, car plus la température augmente, plus la production de gaz lourd devient importante jusqu'à ce qu'il y ait craquage thermique. La quantité de gaz léger augmente elle aussi, mais de façon moins importante. Le volume de gaz quant à lui, il est censé augmenter aussi, car le lit se réduit plus la décomposition thermique progresse. C'est ce que l'on peut observer sur les deux graphes suivants:

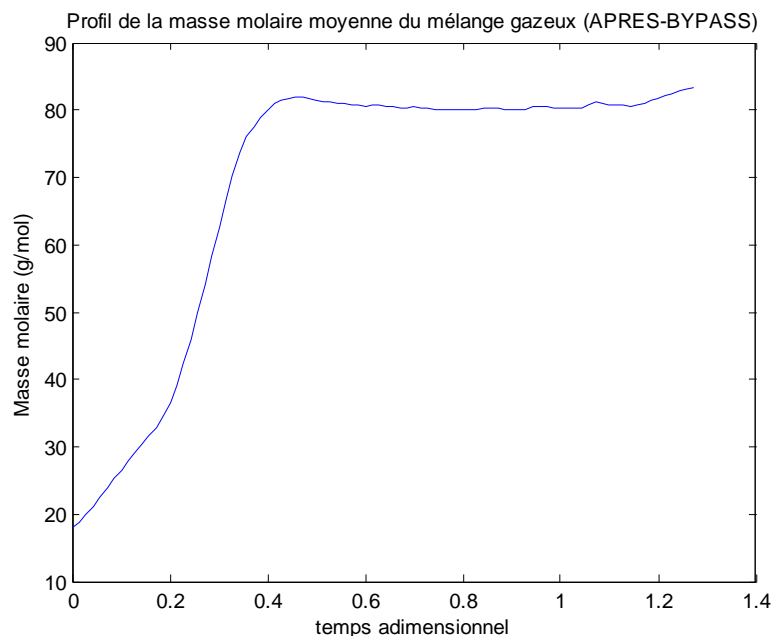


Figure 4-18: Profil de la masse molaire moyenne du mélange gazeux (Après by-pass)

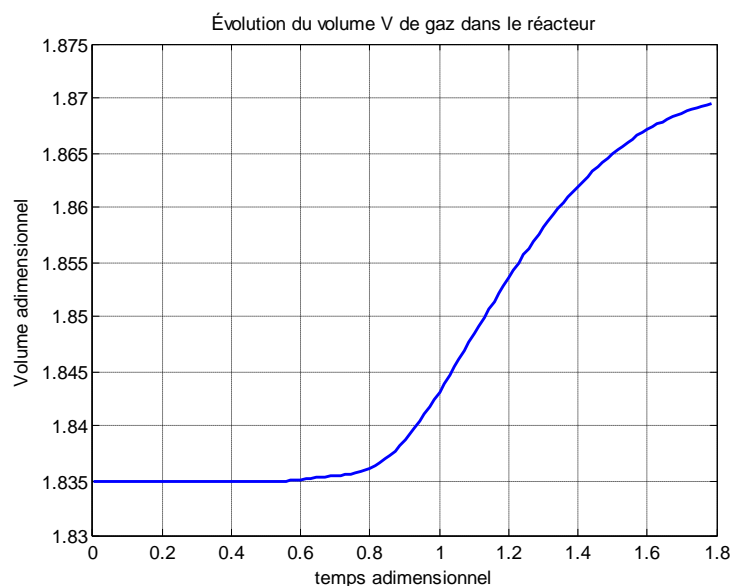


Figure 4-19: Évolution du volume de gaz dans le réacteur

En ce qui concerne la quantité des différents gaz dans le réacteur, on s'attend à ce que la vapeur d'eau soit chassée du système très tôt dans le procédé et on s'attend aussi à voir la quantité totale de gaz présenter des diminutions significatives lorsque la pompe est activée. C'est ce que l'on peut en effet observer dans le graphe ci-dessous.

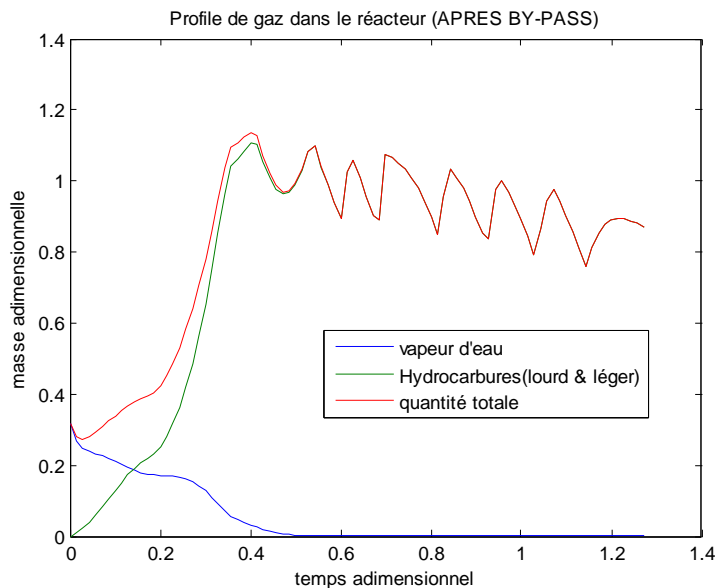


Figure 4-20 : Profile de gaz dans le réacteur (Après by-pass)

Notons que pour ce test, le modèle de cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012) prédit une production de 550 kg d'huile environ.

Test 2 : Cuvée de 4090 kg (9000 lbs), 10 % aux brûleurs en tout temps

Pour éviter toute redondance, seuls les graphes relatifs à la pression, opération de la pompe et quantité de gaz dans le réacteur sont présentés pour des fins de comparaison avec ce qui précède.

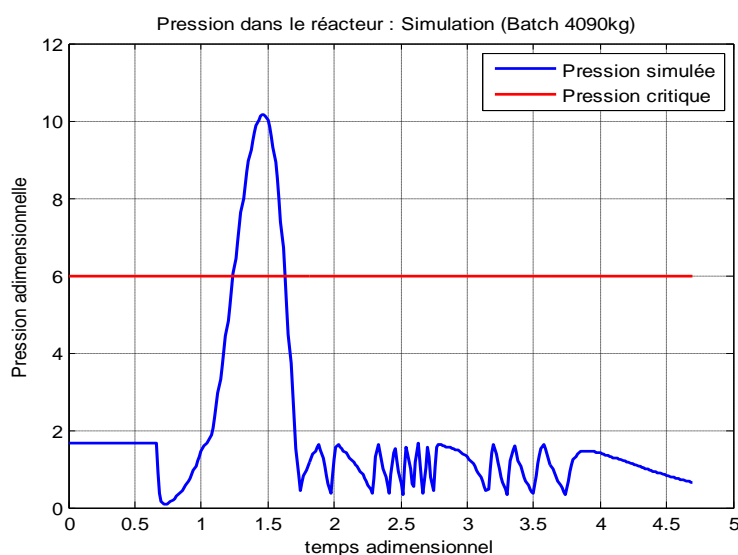


Figure 4-21: Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 4090kg)

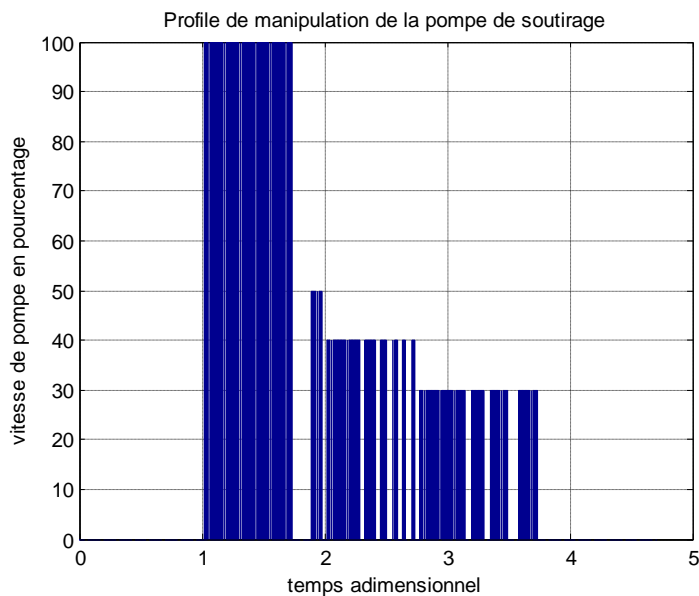


Figure 4-22 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage

À partir de ces deux graphes, on peut voir que même si la pompe est opérée à son maximum, la surpression est inévitable. Cela s'explique du fait de la quantité de pneus trop grande pour pouvoir être prise en charge convenablement par le réacteur de l'usine. Pour cette quantité, le taux de production de gaz atteint un niveau relativement très élevé en comparaison avec celui pour la cuvette de 1500 kg. On peut voir cela dans le graphe suivant:

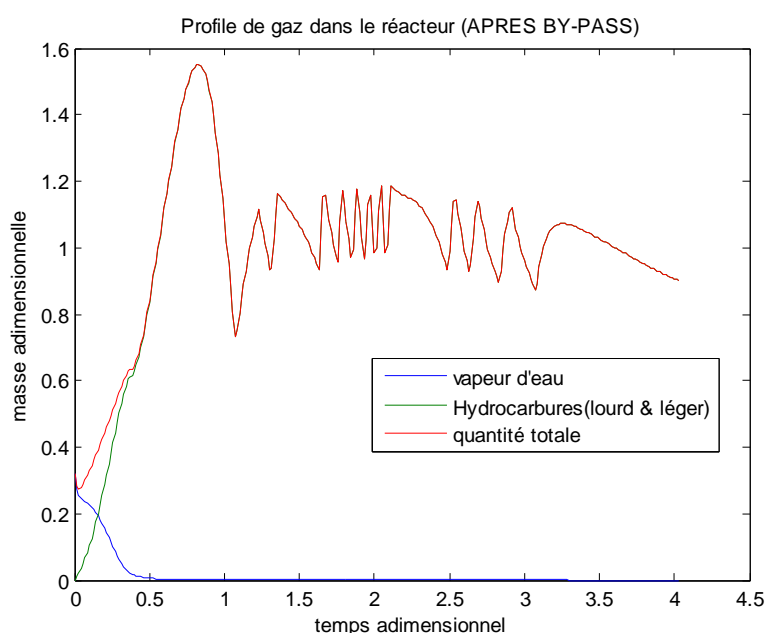


Figure 4-23: Profile de gaz dans le réacteur (by-pass)

CHAPITRE 5 OPTIMISATION DE LA CAPACITÉ DE PRODUCTION

L'optimisation vise à augmenter la capacité de production d'huile à son maximum tout en évitant de produire des surpressions dans le réacteur. C'est une partie décisive puisqu'elle constitue l'aboutissement de l'ensemble de ce qui précède.

5.1 Théorie

Le problème d'optimisation se structure par une fonction objectif à maximiser et par un ensemble de contraintes à respecter (Nocedal & Wright, 2006, p.1 à 6). L'ensemble du problème est discrétisé dans le temps (Wolsey, 1998). La fonction objectif est tout simplement la quantité finale d'huile produite. Au niveau des contraintes, on peut distinguer trois parties.

La première partie est constituée des contraintes relatives à la température de paroi. Nous n'incluons pas le modèle des brûleurs puisqu'il omet toute dynamique de refroidissement partiel au cours de la pyrolyse et réduirait ainsi le champ de solutions optimales. On supposera plutôt un profil de température de paroi sous la forme d'un polynôme du 3ème degré:

$$T_{\text{paroi}}(t) = a + b \cdot t + c \cdot t^2 + d \cdot t^3 \quad (5.1)$$

où les paramètres a , b , c et d sont des paramètres optimaux à déterminer.

La deuxième partie des contraintes est constituée des équations différentielles relatives à la cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012). On retrouve notamment la sélectivité de réaction régie par des corrélations reliant les produits à la température de pneus ainsi que la conversion de réaction régit par la loi d'Arrhenius et un bilan thermique en régime transitoire sur le lit de pneu.

La troisième partie regroupe l'ensemble des équations relatives au modèle de pression et présentées à la figure 4-3. Elle inclut également une contrainte d'inégalité sur la pression maximale à ne pas dépasser.

Pour chacune de ces trois parties au niveau des contraintes s'ajoutent des contraintes initiales sur les variables et une contrainte finale spécifiant que la quantité de matière pyrolysable finale restante dans le système soit plus grande que 3 % de la quantité initiale de celle-ci. On estime en effet que les 3% restants n'exposent pas suffisamment de surface de contact avec la paroi du réacteur du fait de la prédominance de noir de carbone et d'acier à ce moment là. Il faudrait plus de temps pour les faire réagir en une quantité relativement médiocre d'huile ce qui n'est par rentable au niveau de l'industriel.

Par ailleurs, il faut délimiter le problème en terme de quantité de pneus. Dans la section suivante, nous effectuerons des tests à l'aide de l'outil de simulation développé pour déterminer quelle quantité de pneus justifie la nécessité d'optimiser.

Une fois que cette quantité est déterminée, il est possible de réduire les contraintes. En effet, avec les résultats de simulation, on est capable de déterminer le temps auquel il n'y a plus de vapeur d'eau dans le système ainsi que la valeur de toutes les variables en jeu à cet instant précis. Dans la formulation des contraintes au niveau de l'optimisation, on affecte alors ces valeurs aux variables correspondantes et on peut également éliminer les équations relatives à la dynamique de la vapeur d'eau dans le modèle de pression.

5.2 Méthodologie

5.2.1 Délimitation du problème d'optimisation

Afin de délimiter notre problème, en d'autres termes savoir quelle quantité de pneus justifie la recherche d'un profil optimal de température de paroi, on procède à 4 tests de simulation à l'aide de l'interface développée. Pour chacun de ces tests, on applique la même politique au niveau de la pompe de soutirage, c'est à dire, maintenir la pression entre deux valeurs relativement faibles, proches du quart de la valeur de rupture disque.

Il est nécessaire de mentionner que plus la capacité aux brûleurs est élevée, plus la quantité d'huile produite est grande et plus la durée de réaction est courte. Mais dans ce cas, le taux de production de gaz est élevé et le risque de surpression est grand.

Test 1: 1500 kg (3300 lbs)de pneus, haute capacité aux brûleurs (70 %) en tout temps

Ce test a déjà été effectué en section 4.3.2. La finalité de ce test est qu'il est inutile d'optimiser pour une cuvette de 1500 kg puisqu'on chauffe à pleine capacité en produisant ainsi le maximum d'huile en un temps le plus court, et ce sans engendrer de surpression.

Test 2: 4090 kg (9000 lbs) de pneus, faible capacité aux brûleurs (10 %) en tout temps

Ce test a lui aussi été réalisé en section 4.3.2. Sa conclusion est que le réacteur ne peut survivre à une quantité de pneus aussi grande même en chauffant à capacité réduite. Il est donc inutile d'optimiser pour une pareil quantité. Observons à présent ce qu'il en est pour une quantité de pneus intermédiaire à ce qui précède.

Test 3: 2727 kg (6000 lbs) de pneus, haute capacité aux brûleurs (70 %) en tout temps

à l'issu de ce test, on obtient les deux graphes d'intérêt suivants:

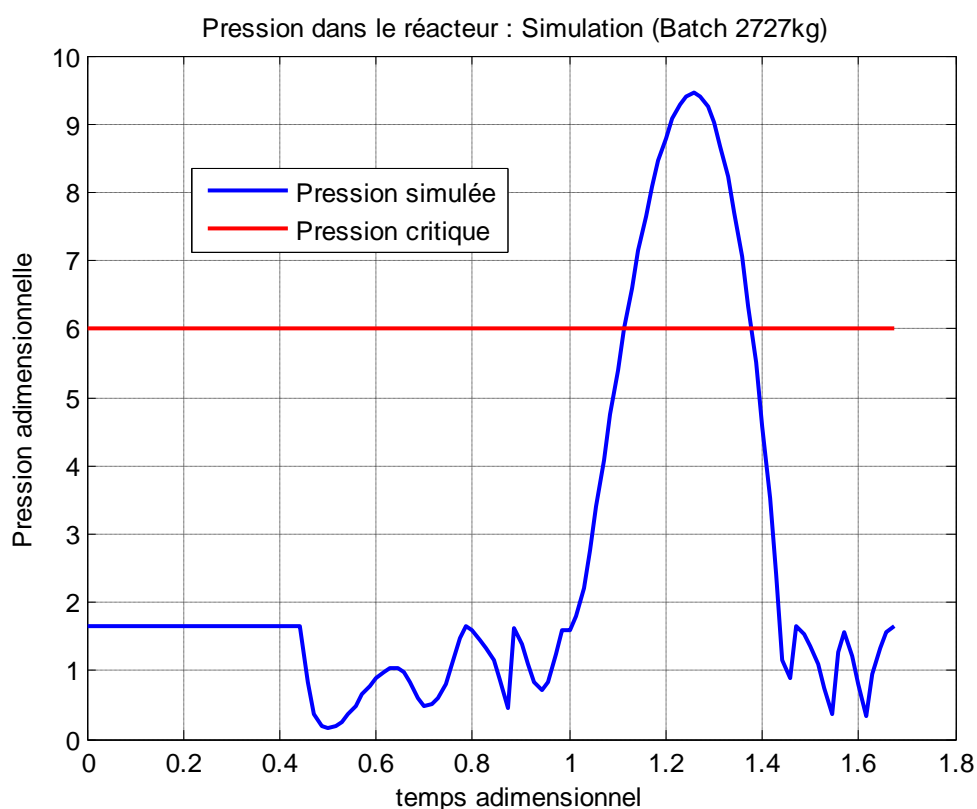


Figure 5-1: Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 2727 kg, brûleurs à 70 %)

On peut déjà observer une surpression à $t=1,2$. On peut noter également que celle-ci est inévitable, car la pompe arrive à saturation comme en témoigne le graphe suivant:

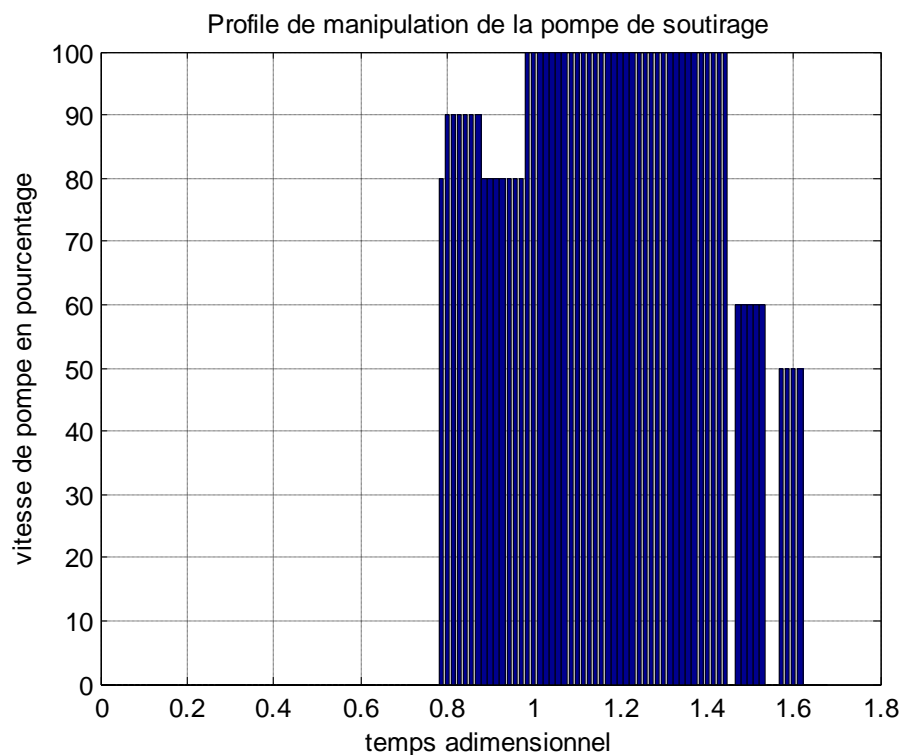


Figure 5-2 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage

Avec un profil de température de paroi extrême en terme d'agressivité, la rupture disque est inévitable avec une telle quantité de pneus alimentée. Qu'en est-il avec l'autre extrême, c'est-à-dire en chauffant à capacité réduite? C'est ce que l'on va découvrir au prochain test.

Test 4: 2727 kg (6000 lbs) de pneus, faible capacité aux brûleurs (10 %) en tout temps

à l'issu de ce test, on obtient les deux graphes d'intérêt suivants:

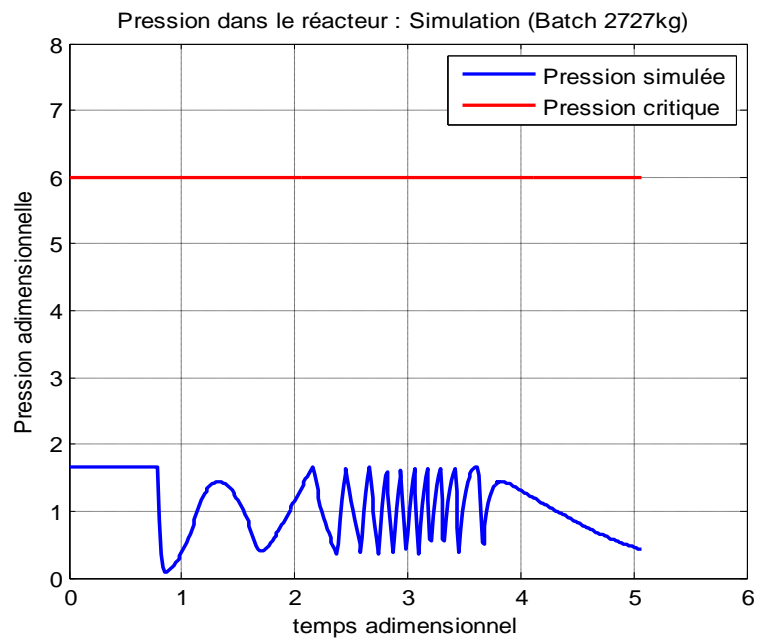


Figure 5-3: Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 2727 kg, brûleurs à 10 %)

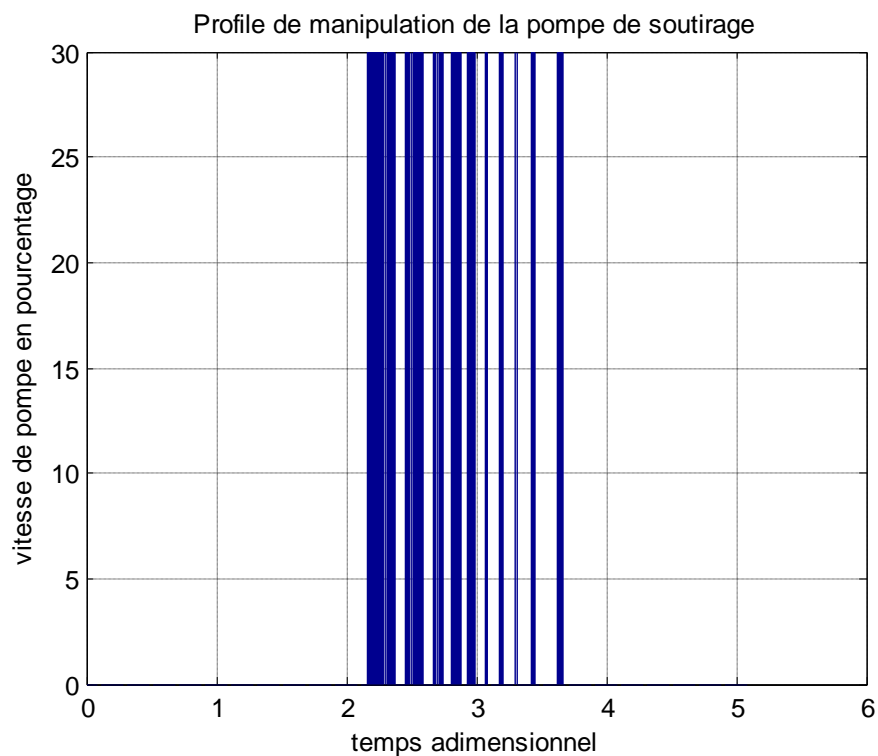


Figure 5-4: Profile de manipulation de la pompe de soutirage

On peut observer qu'il existe un profil de manipulation de la pompe qui permet d'éviter la surpression dans ces conditions, c'est à dire à faible capacité aux brûleurs.

On arrive alors à la conclusion qu'il existe un profil de température de paroi optimal pour une cuvée de 2727 kg (6000 lbs). C'est donc pour cette quantité que l'effort d'optimisation sera mené.

5.2.2 Procédure de résolution

La résolution du problème d'optimisation se fait à travers le langage de programmation AMPL (Bell Laboratories) qui permettra par la suite d'utiliser le serveur d'optimisation NEOS (Czyzyk, Mesnier & Moré, 1998; Gropp & Moré, 1997; Dolan, 2001) pour obtenir les résultats. NEOS est une interface en ligne, offrant l'utilisation de plusieurs types de solveur. Celui que l'on choisit s'appelle Ipopt (Wächter, 2002). Il s'agit d'un algorithme d'optimisation mettant en œuvre la méthode du point intérieur (Nocedal & Wright, 2006, p.563-592). Le seul inconvénient et qu'il ne respecte pas la nature des nombres entiers les forçant ainsi à être décimaux. La seule variable entière du problème est la vitesse de la pompe en terme de pourcentage. Toutefois, comme la corrélation relative à la vitesse de pompe est plus ou moins représentative de la réalité, on peut négliger cet inconvénient.

L'utilisation du solveur Ipopt exige trois fichiers codés sous AMPL: un fichier contenant la structure du modèle à optimiser, un fichier contenant la valeur des paramètres utilisés dans le modèle et un fichier spécifiant les commandes comme l'affichage des résultats.

Le problème d'optimisation auquel on fait face est un problème discrétisé dans le temps. Il faut ainsi spécifier un nombre d'intervalles ainsi qu'un pas de temps. On ne cherche pas un point optimal, mais tout un profil optimal, soit un ensemble de points décrit par une même variable. Il est important de mentionner qu'au niveau des contraintes, on a des équations différentielles. Il faut donc trouver une formulation pour pouvoir les implémenter et résoudre avec le solveur Ipopt. Pour ce faire, prenons par exemple une variable X dépendante du temps. On connaît l'équation différentielle qui régit l'évolution de X dans le temps. On commence par effectuer le changement de variable suivant:

$$\frac{dX}{dt} = \varphi(t) \quad (5.2)$$

soit

$$dX(t) = \varphi(t)dt \quad (5.3)$$

On intègre et on obtient:

$$\int_i^{i+1} dX(t) = \int_i^{i+1} \varphi(t)dt \quad i \text{ variant de } 0 \text{ à } N - 1 \quad (5.4)$$

soit

$$X[i + 1] - X[i] = \int_i^{i+1} \varphi(t)dt \quad (5.5)$$

En approximant alors le membre de droite par la méthode des trapèzes (Ayyub & McCuen, 1996) on obtient:

$$X[i + 1] - X[i] = \frac{h}{2} (\varphi[i] + \varphi[i + 1]) \quad (5.6)$$

Au final, deux contraintes remplacent l'équation différentielle dX/dt au niveau des contraintes. La première consiste à écrire l'expression de dX/dt et de tout simplement remplacer dX/dt par la variable discrétisée φ . La seconde contrainte est littéralement l'équation 5.6.

Par ailleurs, en cherchant à maximiser la quantité finale d'huile produite, plusieurs durées de pyrolyse sont testées. Pour avoir une idée de l'ordre de grandeur du temps et donc du nombre d'intervalles N à considérer connaissant le pas de temps h , il suffit de prendre une moyenne de la durée obtenue à la section 5.2.1 aux tests 3 et 4. Bien évidemment à ces durées il faut retrancher la durée de by-pass ainsi que la durée mise pour éliminer la vapeur d'eau du système. On considère que lorsqu'il ne reste que 3 % massique de vapeur d'eau alors l'élimination est considérée complète.

5.3 Résultats & Analyses

5.3.1 Solution optimale & impact sur la capacité de production

Pour la cuinée de 2727 kg de pneus, la quantité optimale d'huile obtenue pour différentes durées, soit différents nombres d'intervalles, est récapitulée dans le tableau suivant:

Tableau 5-1: Synthèse des résultats d'optimisation de la production d'huile

Nombre d'intervalles utilisés (N)	Quantité maximisée d'huile produite (kg)	Pourcentage d'huile (%)	Quantité de matière pyrolysable restante (kg)
140	1064	39,0	74
150	1071	39,3	67
160	1071	39,3	67
170	1070	39,2	67
180	1069	39,2	67
200	1067	39,1	67

Notons qu'à partir de 150 intervalles de temps soit pour une durée donnée, la quantité d'huile produite diminue. Cela vient du fait que plus la durée imposée est grande, plus la température de paroi a tendance à être peu élevée car on ne veut pas consumer plus de 97% de la matière pyrolysable. Or lorsque la température est faible, on produit moins d'huile et davantage de noir de carbone (Lanteigne & Chaouki, 2012) ce qui explique que cette quantité diminue plus N augmente. En outre, lorsque N est petit soit une durée plus courte, le lit n'a pas le temps d'être consommé à 97%. Il reste alors de la quantité de matière potentiellement transformable en huile dans le lit de pneus, ce qui explique une quantité d'huile obtenue plus faible.

Pour une cuinée de 2727 kg (6000 lbs) chauffée agressivement à haute capacité des brûleurs (test 3, section 5.2.1), on obtenait 1085 kg d'huile soit 40 % qui est la valeur plafond que l'on peut au mieux tendre vers, car à ces conditions, il y avait surpression. La quantité optimale obtenue, à savoir 1071 kg soit 39 % est donc tout à fait appréciable. Le profil optimal de température, le profil de pression ainsi que celui de la manipulation de la pompe et qui génèrent cette capacité de production sans rupture disque sont présentés dans ce qui suit:

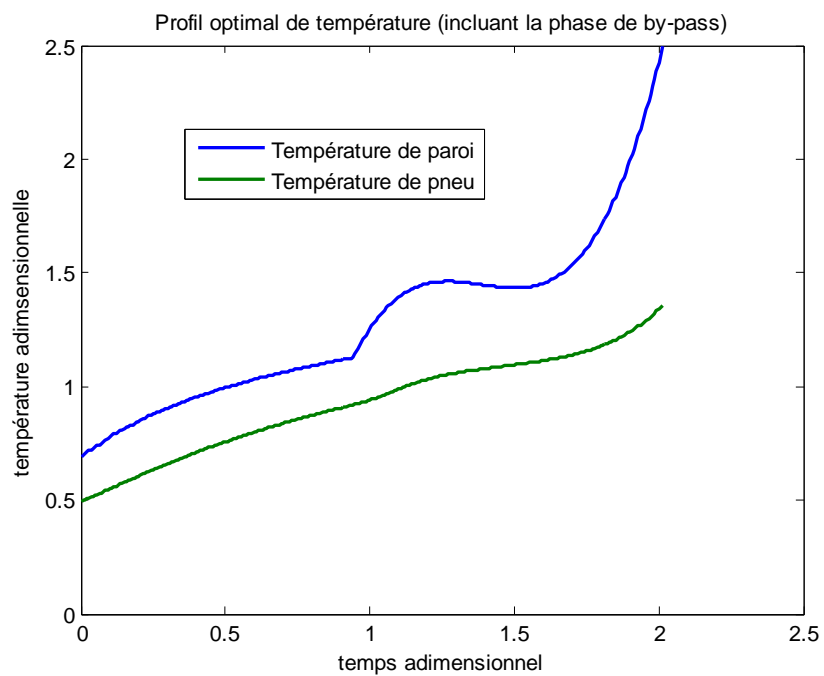


Figure 5-5: Profil optimal de température (incluant la phase de by-pass)

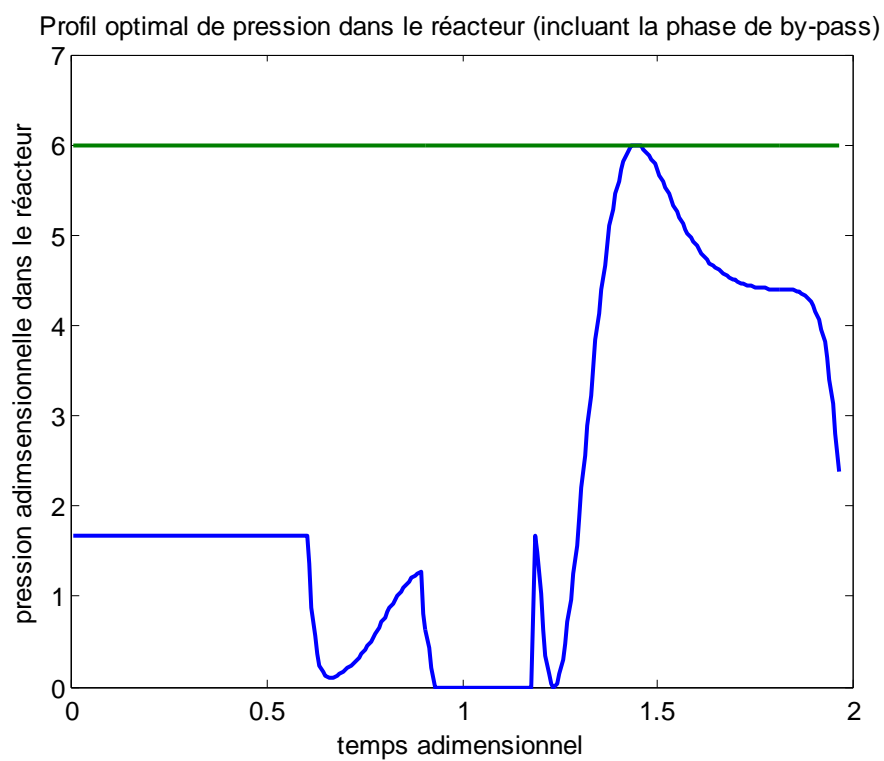


Figure 5-6: Profil optimal de pression dans le réacteur (incluant la phase de by-pass)

Sur la figure ci-dessus, on peut voir que la pression atteint la pression critique. En réalité, la pression tolérable par le réacteur est plus grande que cette pression. Par sécurité, on a donc choisi une pression limite de valeur 6 pour s'assurer que la pression dans le réacteur n'atteigne pas une valeur au-delà de celle tolérable, soit environ 6,5.

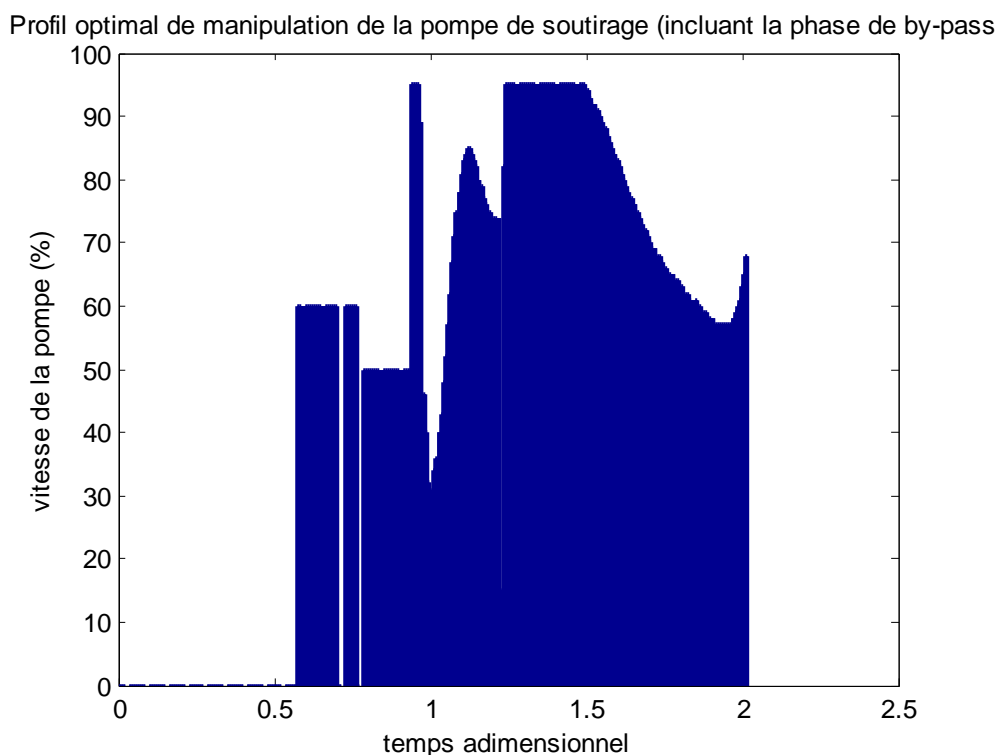


Figure 5-7: Profil optimal de manipulation de la pompe de soutirage (incluant la phase de by-pass)

Il est d'abord pertinent de rappeler que la pression jusqu'au temps $t=0,6$ n'est qu'une représentation qualitative de la phase de by-pass. Elle ne modélise en rien cette phase dans la mesure où elle est jugée sans grand intérêt dans le cadre de notre étude.

L'optimisation permet donc de doubler la capacité de production puisqu'au lieu d'opérer avec 1500 kg (3300lbs) de pneus pour obtenir au plus 550 kg, on peut désormais aller jusqu'à 2727 kg (6000lbs) de pneus pour produire 1071 kg d'huile.

5.3.2 Application au contrôleur & impact sur la capacité de production

À présent, on teste la performance du contrôleur en lui soumettant comme consigne de suivre le profil optimal obtenu de température de paroi. On obtient la poursuite de trajectoire suivante ainsi que l'effort de commande du contrôleur:

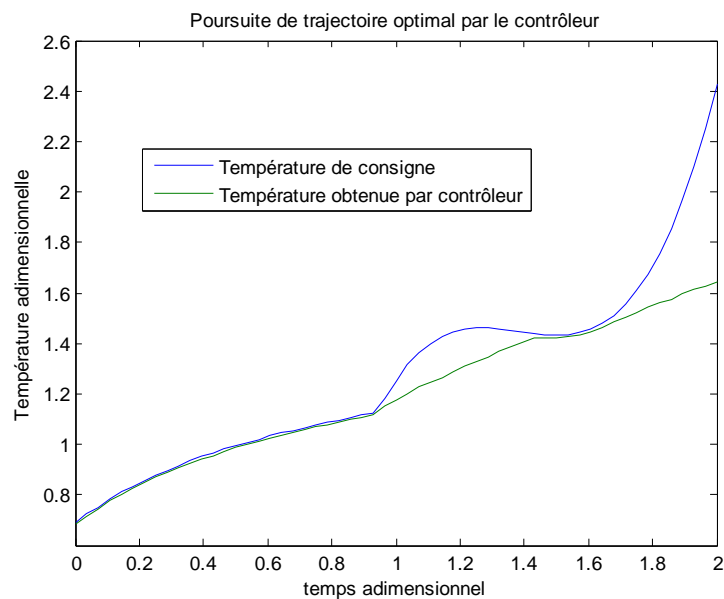


Figure 5-8: Poursuite de la trajectoire optimale de température par le contrôleur

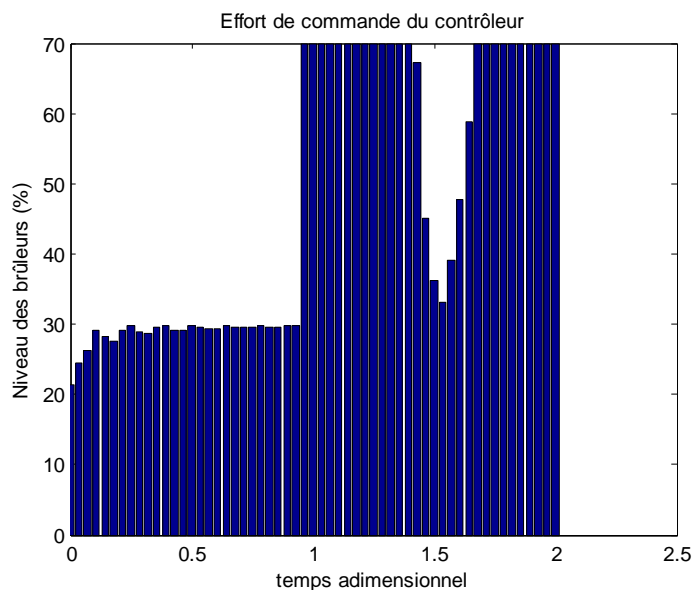


Figure 5-9 : Effort de commande de contrôleur

On peut observer que le contrôleur n'arrive pas à suivre la température optimale de paroi lorsqu'elle augmente subitement. Cela vient du fait que les brûleurs ne sont pas assez puissants, car l'effort de commande montre que l'on est à pleine capacité de chauffage. Il est pertinent de rappeler que la limite de 70 % aux brûleurs a été posée sciemment, car le modèle correspondant a été construit sur des données industrielles dont la variabilité est médiocre. Extrapoler à plus de 70 % entraînerait des erreurs conséquentes, car d'autres phénomènes thermiques peuvent entrer en jeu lorsque les brûleurs sont opérés à plus que cette valeur. À titre d'exemple, on peut affirmer que la radiation issue de la flamme devient plus importante changeant ainsi la dynamique des brûleurs.

La qualité de la poursuite est de 79 % en terme de coefficient de corrélation R^2 .

Lorsqu'on injecte le profil de température de paroi obtenu par le contrôleur dans le modèle de cinétique de réaction, on obtient une quantité d'huile produite de 1038 kg soit 38 %. En utilisant le modèle de pression, les résultats montrent également qu'il existe un profil de manipulation de la pompe très faisable pour obtenir cette quantité. Ce profil est présenté ci-dessous:

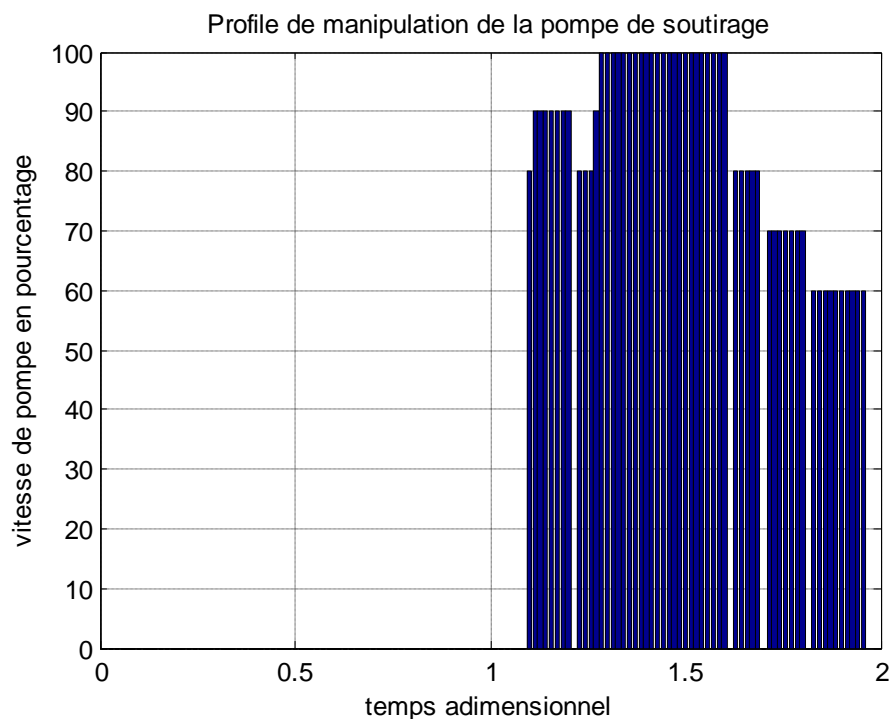


Figure 5-10 : Profile de manipulation de la pompe de soutirage

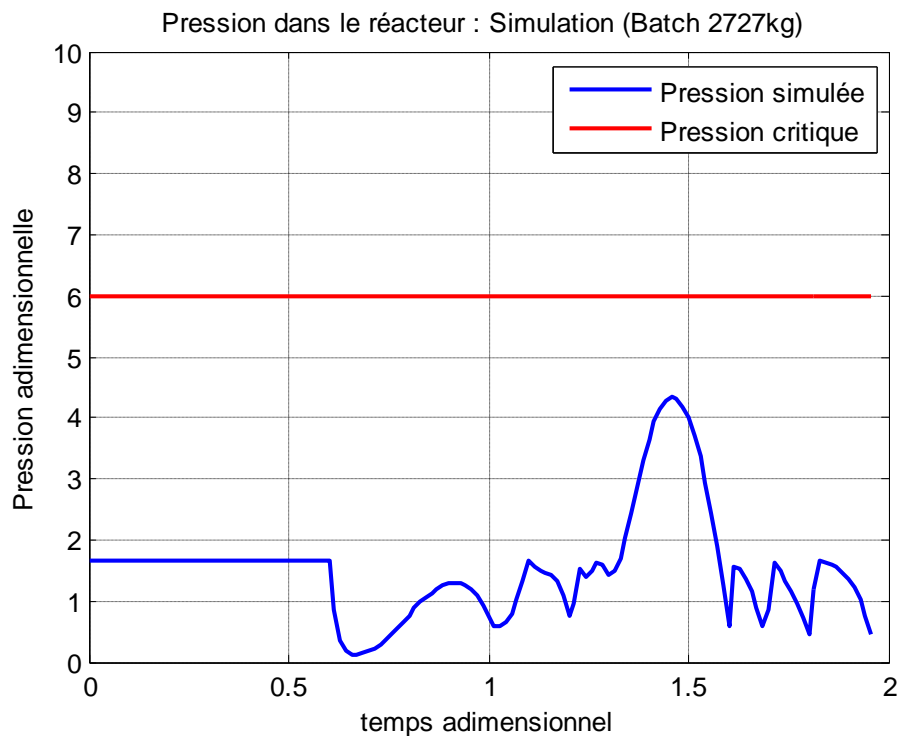


Figure 5-11 : Pression dans le réacteur : Simulation (cuvée 2727 kg)

L'effort de commande proposé par le contrôleur face au profil optimal de température de paroi comme consigne est très intéressant. En effet, il permet certes de produire 1 % de moins d'huile que la quantité optimale, mais toutefois il permet de chauffer beaucoup moins le réacteur d'où une économie d'énergie. Ajouté à cela, le profil de manipulation de la pompe face à la réponse du contrôleur est de loin beaucoup plus faisable que celui proposé par l'optimisation elle-même.

CONCLUSION

Contribution apportée

Le développement du modèle des brûleurs et celui du modèle de pression, tous deux combinés au modèle de cinétique de réaction préexistant, a permis la réalisation d'une interface de simulation complète apportant une grande plus-value à la compagnie pour laquelle ce projet a été mené. En effet, l'industriel est maintenant capable d'avoir une estimation des quantités produites de façon rapide et sécuritaire. Lorsqu'il lui fallait plus de 5 heures pour remplir le réacteur de pneus, chauffer, refroidir et mesurer les quantités de produits avec risque de surpression, il peut désormais le faire en moins de 5 minutes et en toute sécurité. Ainsi, il ne perd ni temps ni argent.

L'ensemble des modèles développés et des tests menés dans le cadre de cet ouvrage a permis d'optimiser le procédé doublant ainsi la capacité de production de l'usine. Pour assurer la faisabilité de cet optimum, un système de contrôle automatisé a été développé et les tests de performance ont été plus que satisfaisants.

En outre, la convergence du Génie chimique, du Génie des systèmes automatisés et des mathématiques appliquées à travers cette étude permettent à l'industriel, non seulement de faire des économies en terme de temps et d'argent grâce à la simulation, mais aussi d'augmenter considérablement ses revenus grâce à l'optimisation.

Limites et contraintes

Un modèle, par définition, est une représentation simplifiée d'un phénomène ou d'un processus. Il ne représente pas exactement la réalité, mais s'en approche avec certaines limites. Bien que les modèles développés à travers cette étude ont parfois montré d'excellentes corrélations, il est nécessaire d'identifier leurs limites.

À partir des données industrielles sur lesquelles il a été construit, le modèle relatif aux brûleurs a d'abord montré une carence en terme d'extrapolabilité dans la mesure où il s'est basé sur d'importantes hypothèses. En effet, sa qualité de prédiction dépend de la quantité de pneus

alimentée au réacteur. Plus cette quantité s'éloigne de 1500 kg (3300lbs) plus l'erreur de prédiction serait susceptible de devenir non négligeable. Ce manque d'extrapolabilité vient aussi du fait que les données industrielles présentent très peu de variabilité. En effet, la plage de niveau des brûleurs utilisée est très restreinte. Chauffer beaucoup ou chauffer très peu pourrait entraîner des erreurs de prédiction. Il a aussi montré une carence de flexibilité, car seule une dynamique de chauffe est présente dans les données d'usine. En effet, le modèle ne pourrait plus prédire correctement la température de paroi du réacteur si les brûleurs venaient à être coupés pendant un moment. Ce manque de flexibilité est également associé aux capteurs et actionneurs relatifs aux brûleurs dont la dynamique apparaît implicitement dans le modèle. En d'autres termes, utiliser d'autres types ou marques de capteurs ou actionneurs pourrait affecter la qualité de prédiction par le modèle.

De par le fait que le système de contrôle est strictement basé sur le modèle des brûleurs, il retranscrit donc l'ensemble de ses limites. Sa performance est ainsi limitée.

D'autre part, le modèle de pression présente essentiellement 3 limites ou contraintes. En ce qui concerne le fonctionnement de la pompe, l'hypothèse de linéarité reliant la vitesse de pompe au débit volumique de gaz est très audacieuse et simpliste. C'est encore une fois par le manque de variabilité au niveau des données d'usine qu'il est difficile d'établir toute corrélation pertinente. Toujours au niveau du soutirage, le modèle ne tient compte ni de la dynamique liée aux filtres dans le réacteur ni de la dynamique liée au condenseur et en l'occurrence à la perte de charge qu'ils provoquent ce qui pose un problème d'extrapolabilité lorsque les taux de production de gaz deviennent trop grand. En outre, le modèle retranscrit les limites du modèle de cinétique de réaction sur lequel il se base.

La limite principale concernant l'interface est ipso facto liée à l'ensemble des contraintes des modèles développés.

Deux limites se posent aux résultats d'optimisation. La première découle à la fois de l'hypothèse du polynôme relatif à l'évolution de la température de paroi dans le temps et du contrôleur choisi. En effet, on a observé une difficulté de poursuite de trajectoire par ce dernier. La réponse du contrôleur a produit toutefois des résultats remarquables au niveau de la capacité de production. L'autre limite est liée à l'utilisation du solveur pour la résolution le problème. En effet, il ne respecte pas la nature entière de la variable liée à l'opération de la pompe produisant

ainsi une incertitude sur l'application de celle-ci. Ce problème a tout de même été pallié grâce à la réponse du contrôleur et à son injection dans le modèle de pression.

Nouvelles voies de recherche

À l'issu de cette étude, plusieurs pistes de recherche peuvent être entamées. Tout d'abord, la conception soignée d'une série de tests à appliquer sur les brûleurs de l'usine pourrait contribuer à améliorer l'extrapolabilité et la flexibilité du modèle de prédiction engendrant ainsi une meilleure performance au niveau du contrôleur. La même approche pourrait être utilisée avec la pompe de soutirage en plus d'intégrer celle-ci dans un système de contrôle.

Une étude approfondie sur l'écoulement polyphasique ainsi qu'un ajout d'instrumentation de mesure au niveau des condenseurs pourrait contribuer grandement à cerner la dynamique de soutirage améliorant ainsi la robustesse du modèle de pression. La dynamique relative aux filtres à particules placés dans le réacteur pourrait également faire l'objet d'une étude, contribuant ainsi au réalisme du modèle.

Finalement, l'impact de la vitesse de rotation du réacteur sur la température de paroi et sur la cinétique de réaction pourrait être considéré à condition d'effectuer une série de tests appropriés comme dans le cas des brûleurs.

RÉFÉRENCES

- Al-Amrousi, F. A., & El-Naggar, A. Y. (2005). Gaseous fuels from degraded scrape rubber and used lube oil. *Energy Sources*, 27(8), 651-659.
- Armstrong, J.S., Collopy, F. (1992). *Error Measures for Generalizing About Forecasting Methods: Empirical Comparisons*, p.69-80.
- Ayyub, B.M. & McCuen, R.H. (1996), Numerical methods for engineers, Prentice-Hall, p.192.
- Barbooti, M. M., Mohamed, T. J., Hussain, A. A., & Abas, F. O. (2004). Optimization of pyrolysis conditions of scrap tires under inert gas atmosphere. *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis*, 72(1), 165-170.
- Bell Laboratories, AMPL: A Modeling Language for Mathematical Programming, consulté en ligne le 6 février 2012: <http://www.ampl.com/index.html>
- Bird, B.B., Stewart, W.E, Lightfoot, E.N. (2007), *Transport Phenomena*, 2nd Edition, John Wiley & Sons. chapter 7,p.204.
- Bouziane, R. (1998) Brevet canadien CA 5821396. Consulté en ligne: <http://www.patentgenius.com/patent/5821396.html>
- Bouziane, R., Michaud, R. (1998) Brevet canadien CA 5820736. Consulté en ligne <http://www.patentgenius.com/patent/5820736.html>
- Bouziane, R., Tremblay, G. (2006) Brevet canadien CA 7048831. Consulté en ligne <http://www.patentgenius.com/patent/7048831.html>
- Cameron, A.C., Windmeijer, F.A.G (1997). *An R-squared measure of goodness of fit for some common nonlinear regression models*. *Journal of Econometrics*, Volume 77, Issue 2, p.329-342.
- Cheung, K.-Y., Lee, K.-L., Lam, K.-L., Lee, C.-W., & Hui, C.-W. (2011). Integrated kinetics and heat flow modelling to optimise waste tyre pyrolysis at different heating rates. *Fuel Processing Technology*, 92(5), 856-863.

- Czyzyk, J., Mesnier, M. & Moré, J. (1998). *The NEOS Server*. In: IEEE Journal on Computational Science and Engineering, 5 (1998), pages 68-75.
- Datta, Biswa Nath (2004). Numerical Methods for Linear Control Systems - Design and Analysis. Elsevier. chapitre 5, p107.
- Dessaint, L-A. & Okou A-F. (2010). *Commande par micro-ordinateur*. Note de cours: SYS831. École de technologie supérieure.
- Dolan, E. (2001). *The NEOS Server 4.0 Administrative Guide*, Technical Memorandum ANL/MCS-TM-250, Mathematics and Computer Science Division, Argonne National Laboratory.
- Elsevier Inc. (2012), Engineering Village, consulté en date de 2011-2012, tiré de: <http://www.engineeringvillage.org>
- Fortin, A. (2001). *Analyse numérique pour ingénieur* (2e édition). Presses Internationales Polytechnique. p.372.
- Gropp, W. & Moré, J. (1997). *Optimization Environment and the NEOS Server*. In: Approximation Theory and Optimization, Buhmann, M.D. & Iserles, A. (1997) ,eds, pages 167-182, Cambridge University Press.
- Kyari, M., Cunliffe, A., Williams, P.T. (2005). *Characterization of oils, gases and char in relation to the pyrolysis of different brands of scrap automotive tires*. American Chemical Society, vol.19, pp.1165-1173.
- Lanteigne, J.R., Chaouki, J. (2012). *Industrial predictive model for waste tires pyrolysis*. Article soumis pour publication.
- Lanteigne, , J.R., Laviolette, J.P., Chaouki, J. (2012). *Biomass pre-treatments for biorefinery applications: pyrolysis*. soumis pour publication.
- Léger, S., Lafortune, F. (2001). *Pyrolyse et gazéification des pneus hors d'usage*. Société québécoise de récupération et de recyclage, programme de gestion intégrée des pneus hors d'usage du Québec. Disponible en ligne: www.recyc-quebec.gouv.qc.ca
- Ljung, L. (1999). *System identification : theory for the user* (2nd^e éd.). Upper Saddle River, N.J.: Prentice Hall PTR.

- Lopez, G., Olazar, M., Aguado, R., Elordi, G., Amutio, M., Artetxe, M., et al. (2010). Vacuum pyrolysis of waste tires by continuously feeding into a conical spouted bed reactor. *Industrial and Engineering Chemistry Research*, 49(19), 8990-8997.
- Mabrouk, R., Chaouki, J., Guy., C. (2002). *Thermal decomposition of scrap tires on a semi-batch horizontal rotary reactor*. Final report. Ecole Polytechnique Montréal.
- Mathew, G., Reddy, V.U & Dasgupta, S, (1992) *Gauss-Newton Based Adaptive Subspace Estimation*. In: 1992 IEEE International Conference on Acoustics, Speech, and Signal Processing. ICASSP-92., 23-26 March, San Francisco, CA, Vol.4, 205-208.
- MATLAB* version R2011a, computer software, The MathWorks Inc., Natick, Massachusetts.
- Nocedal, J., & Wright, S. J. (2006). Numerical optimization *Springer series in operations research and financial engineering*, (2nd ed., pp. xxii, 664 p.). New York: Springer., <http://dx.doi.org/10.1007/978-0-387-40065-5>
- Partata, A. R., Parreira, P. M., Henrique, H. M., & Avelar, C. E. B. (2008). An alternative fuel for lime industry: Evaluation the pyrolysis of the scrap tires. *6th International Latin American Conference on Powder Technology, PTECH 2007, November 7, 2007 - November 10, 2007, Buzios - Rio de Janeiro, Brazil* (Vol. 591-593, pp. 206-211) Trans Tech Publications Ltd.
- Rombaldo, C. F. S., Lisboa, A. C. L., Mendez, M. O. A., & dos Reis Coutinho, A. (2008). Effect of operating conditions on scrap tire pyrolysis. *Materials Research*, 11(3), 359-363.
- Seborg, D.E., Edgar, T.F., Mellichamp, D.A. (2004). *Process dynamics and Control*, 2nd edition, John Wiley & Sons, p.267.
- Shen, X., Yan, J., Bai, C., Li, X., Chi, Y., Ni, M., et al. (2006). Optimization and comparison of pyrolysis kinetic model for typical MSW components. *Huagong Xuebao/Journal of Chemical Industry and Engineering (China)*, 57(10), 2433-2438.
- Sonntag, R.E, Borgnakke, C., Van Wylen, G.J. (2003). *Fundamentals of Thermodynamics*, 6th Edition, John Wiley & Sons, p.476.
- Wächter, A. (2002). *An Interior Point Algorithm for Large-Scale Nonlinear Optimization with Applications in Process Engineering*. Ph.d. Thesis, Carnegie Mellon University.

- Williams, P. T., & Brindle, A. J. (2002). Catalytic pyrolysis of tyres: Influence of catalyst temperature. (Vol. 81, pp. 2425-2434)Elsevier Ltd. [http://dx.doi.org/10.1016/S0016-2361\(02\)00196-5](http://dx.doi.org/10.1016/S0016-2361(02)00196-5)
- Wojtowicz, M.A., Serio, M.A. (1996). *Pyrolyse of scrap tires: can it be profitable ?* Chemtech, v.26, n.10, p.48.
- Wolsey, L.A. (1998). *Integer programming*, Wiley-Interscience Series in Discrete Mathematics and Optimization, John Wiley & Sons, New-York, NY.
- Zhang, X., Wang, T., Ma, L., & Chang, J. (2008). Vacuum pyrolysis of waste tires with basic additives. *Waste Management*, 28(11), 2301-2310.
- Zhang, Z.-X., Chi, Y., Yan, D.-H., Gao, Y.-L., & Cen, K.-F. (2005). Characteristics of pyrolytic products derived from pilot-scale pyrolysis of scrap tires in rotary kiln. *Zhejiang Daxue Xuebao (Gongxue Ban)/Journal of Zhejiang University (Engineering Science)*, 39(5), 715-721.

ANNEXE 1 – DEVELOPPEMENT DE L'INTERFACE DE SIMULATION

Alors qu'il faut plus de 5 heures à l'industriel pour remplir le réacteur de pneus, chauffer, refroidir et mesurer les quantités de produits avec risque de surpression, il ne faut que 5 minutes pour obtenir des résultats en toute sécurité grâce à l'interface de simulation développée dans cette section.

A1. Théorie

L'idée est de regrouper et de faciliter l'utilisation des modèles développés jusqu'à présent à travers une interface simple d'utilisation. Parmi ces modèles, le modèle de cinétique de réaction (Lanteigne & Chaouki, 2012) est inclus. L'utilisateur n'aurait qu'à entrer les paramètres reliés à l'opération des brûleurs, la politique de soutirage souhaitée (pression minimale et pression maximale) et la quantité de pneus.

L'utilisateur saisit le profil relatif au niveau des brûleurs. Ce profil est considéré comme une entrée au modèle des brûleurs développé au chapitre 1. Ce modèle s'occupe alors de prédire le profil de température de paroi du réacteur.

Par la suite, ce profil est automatiquement envoyé en entrée au modèle de cinétique de réaction qui lui s'occupe de prédire le profil de température de pneu, le profil des quantités de produits, ainsi que la durée de réaction et de by-pass.

Ces données sont alors transmises au modèle de pression tel que défini dans le chapitre 3, et ce après que l'utilisateur ait été invité à entrer une pression minimale et une pression maximale à ne pas dépasser. Le modèle de pression prédit alors le profil de pression dans le réacteur, et suggère un profil de manipulation de la pompe approprié.

A2. Méthodologie

L'implémentation d'une telle interface se fait avec le logiciel Matlab® et plus spécifiquement en faisant appel à la commande *guide*.

Les champs de saisi dans lesquels l'utilisateur entre une valeur, Matlab® les considère comme des chaînes de caractères dit *strings*. Pour qu'il puisse être utilisé dans les calculs liés aux modèles, il est nécessaire de convertir ces chaînes en nombre et ce grâce à la fonction: *str2num*. À l'inverse, lorsqu'une valeur est calculée par le modèle et que l'on souhaite l'afficher ce résultat sur l'interface, on utilise la fonction: *num2str*. Lorsqu'on crée un bouton sur l'interface et sur lequel appuyer pour générer des résultats, une fonction est créée automatiquement dans le script lié au code. Il suffit de remplir cette fonction avec l'exécution que l'on désire. Après avoir créé l'interface avec des champs de saisi, des boutons ou encore des graphes, un certain nombre de fonctions sont alors créées dans le script et il faut par conséquent les remplir avec les codes liés aux modèles développés. Voici un aperçu de l'interface conçue. Il s'agit bien entendu d'une version adimensionnelle.

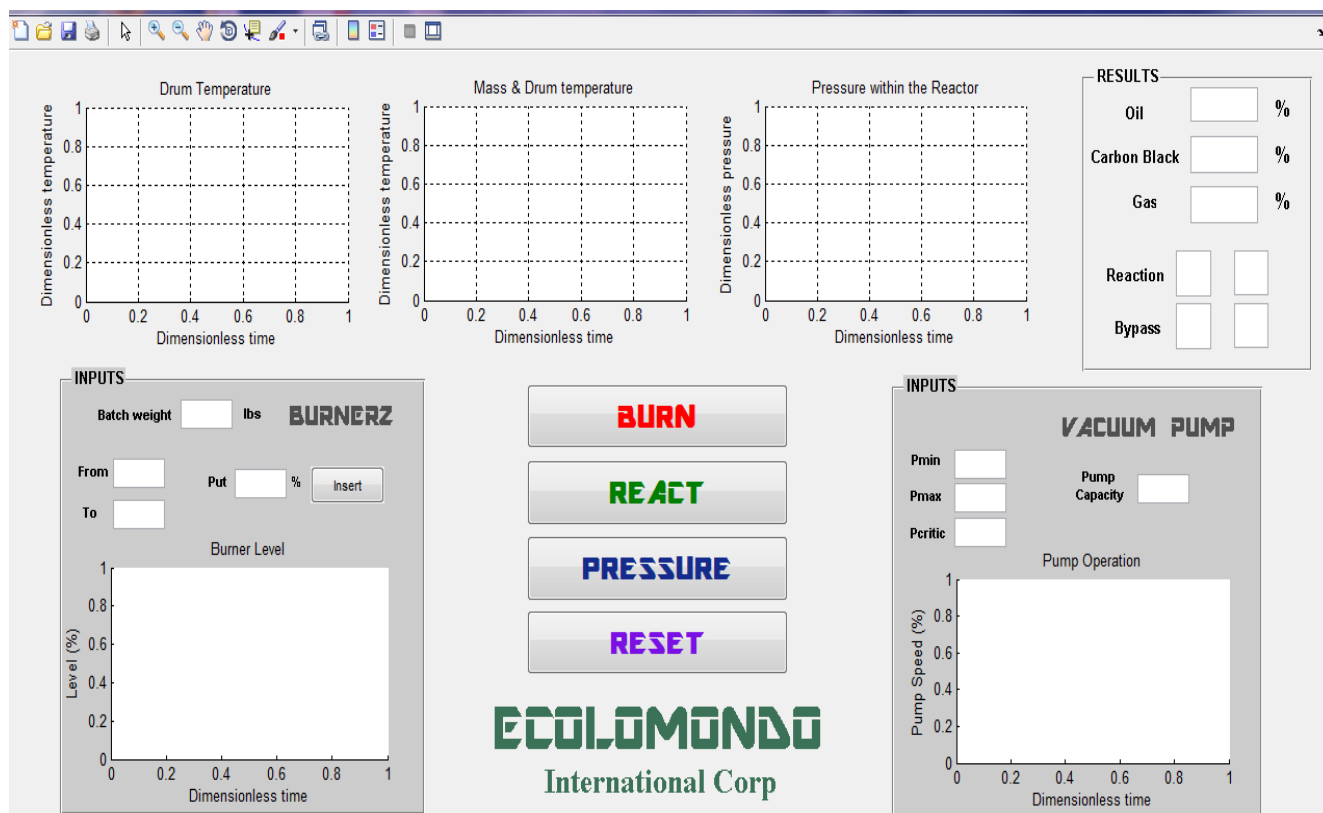


Figure A-12: Capture d'écran #1 de l'interface de simulation

A3. Test de simulation

Effectuons une simulation pas à pas.

On commence par entrer une quantité de pneus et un profil aux brûleurs dans la section en bas à gauche et on appuie sur le bouton *insert* pour avoir une visualisation graphique de ce profil.

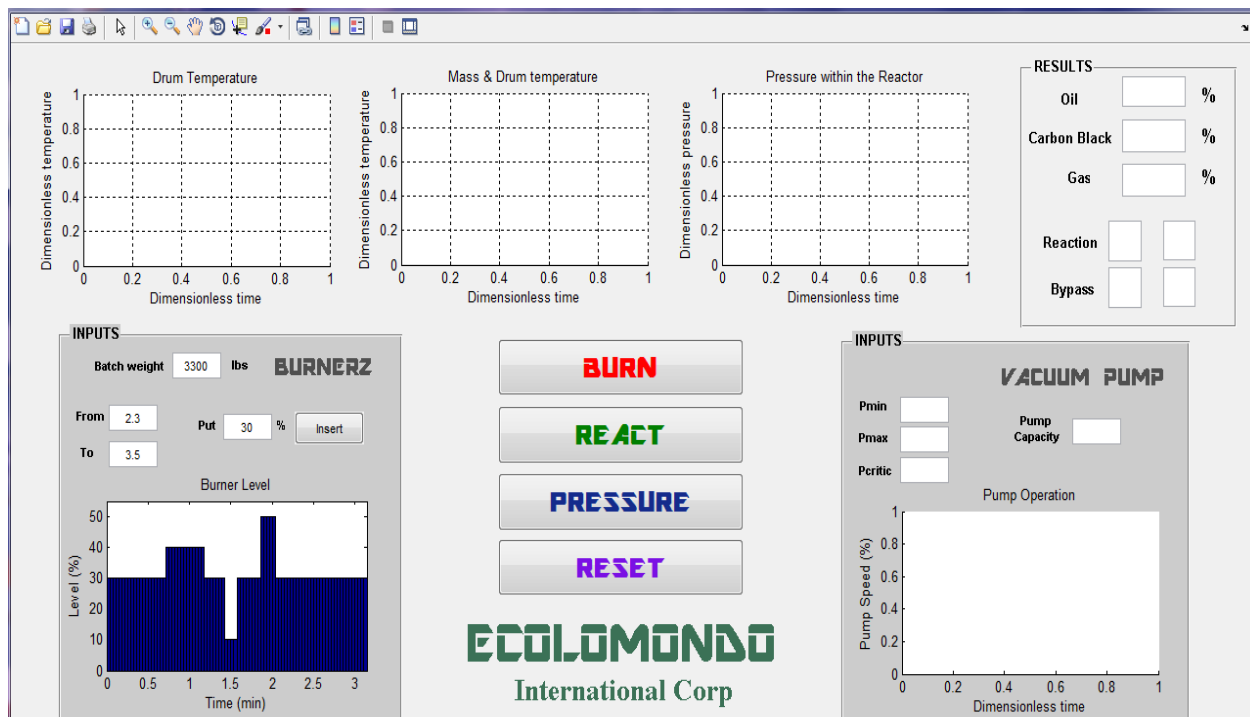


Figure A-13: Capture d'écran #2 de l'interface de simulation

Il est à noter que l'insertion du profil de manipulation des brûleurs est très flexible. On peut le modifier à souhait et appuyer sur le bouton *insert*, la mise à jour graphique se fait instantanément.

Ensuite, on appuie sur le bouton *BURN* pour générer le profil de température de paroi du réacteur. La manière dont le profil a été implémenté permet d'avoir une réponse graphique quasi instantanée.

Par ailleurs, l'outil graphique implémenté permet d'avoir une lecture précise des graphes comme en témoigne le carré jaune dans le graphe relatif au profil de température de paroi sur la capture d'écran suivante:

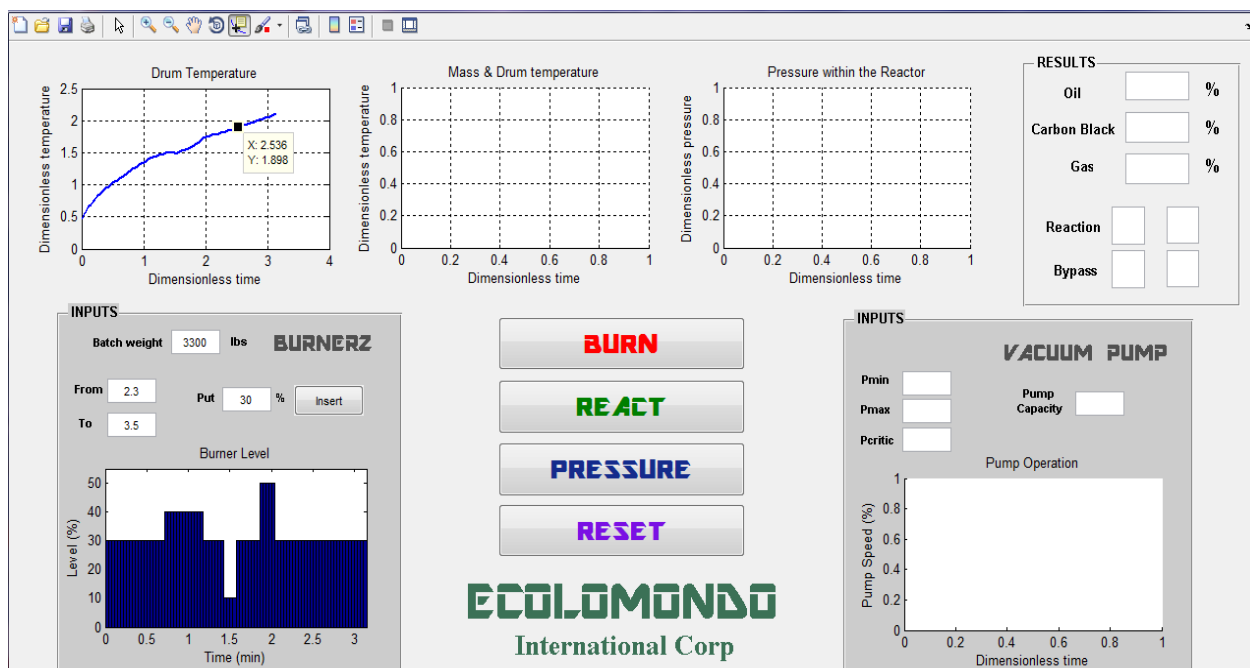


Figure A-14: Capture d'écran #3 de l'interface de simulation

En appuyant par la suite sur le bouton *REACT*, on fait exécuter le modèle de cinétique de réaction. Lorsque le modèle effectue les calculs, une barre de progression s'affiche pour indiquer à l'utilisateur le déroulement de l'exécution.

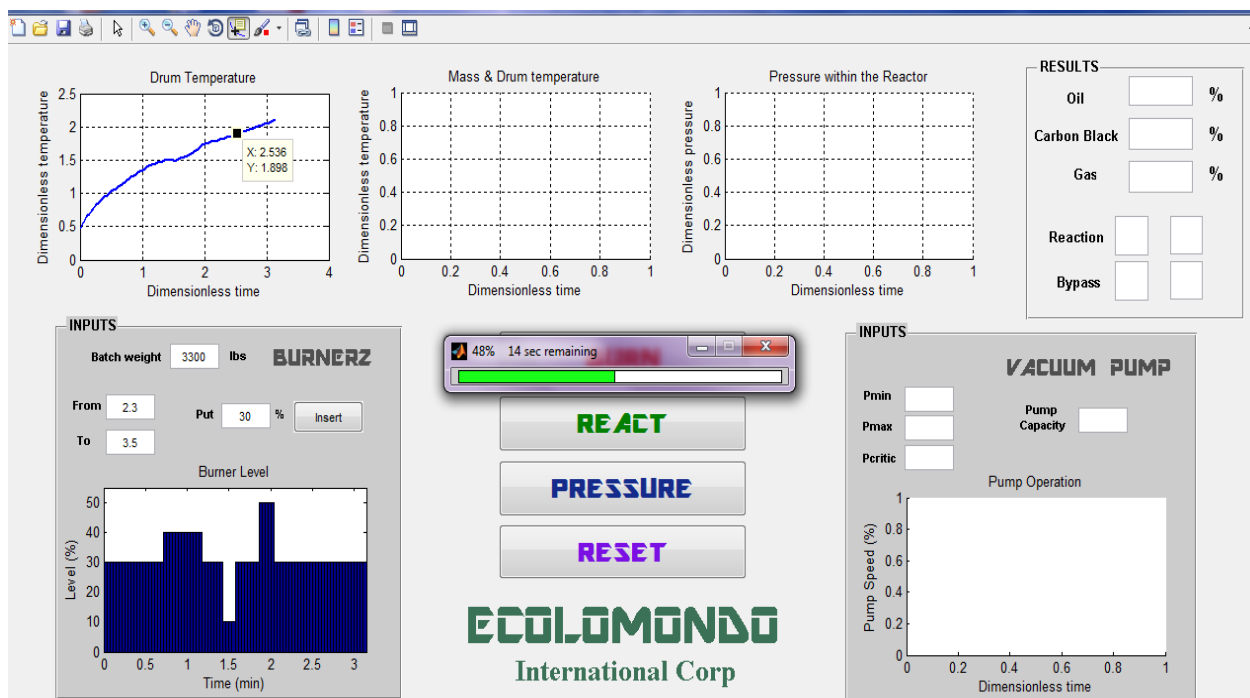


Figure A-15: Capture d'écran #4 de l'interface de simulation

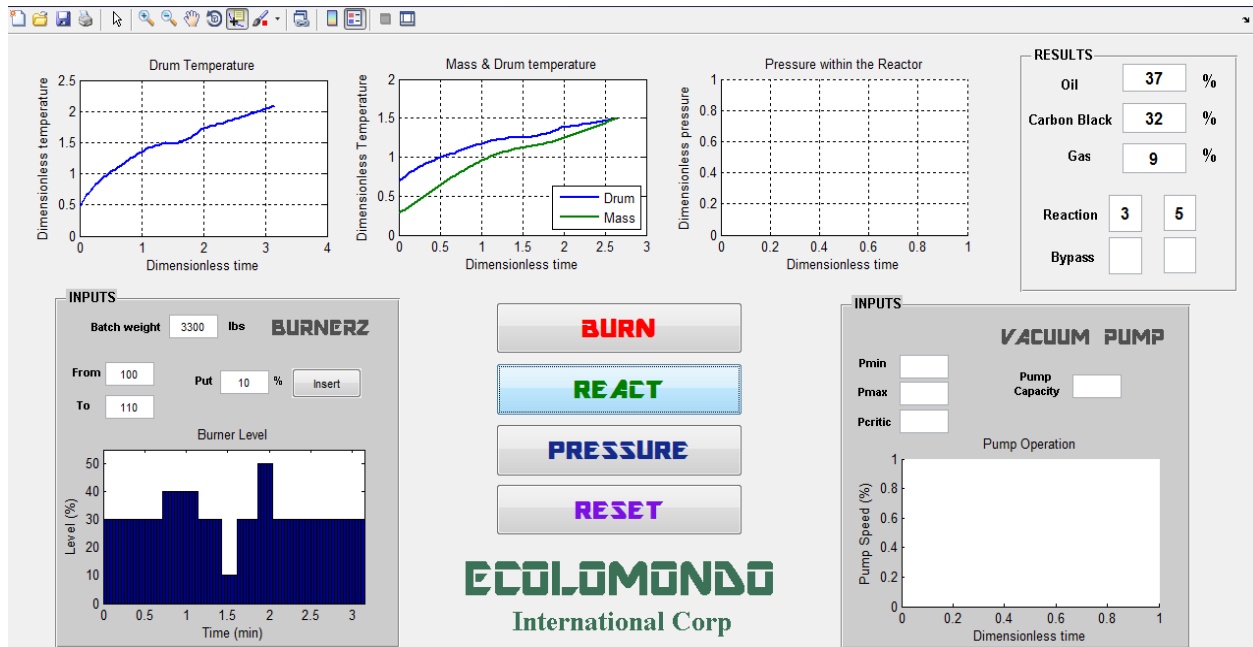


Figure A-16 : Capture d'écran #5 de l'interface de simulation

On saisit ensuite les pressions minimales et maximales que la pression ne doit pas dépasser. On entre également la pression critique ainsi que la capacité maximale de la pompe. Comme lorsqu'on appuie sur le bouton *BURN*, une barre de progression s'affiche faisant état de l'avancement des calculs. Lorsque le modèle de pression finit de s'exécuter, on obtient alors:

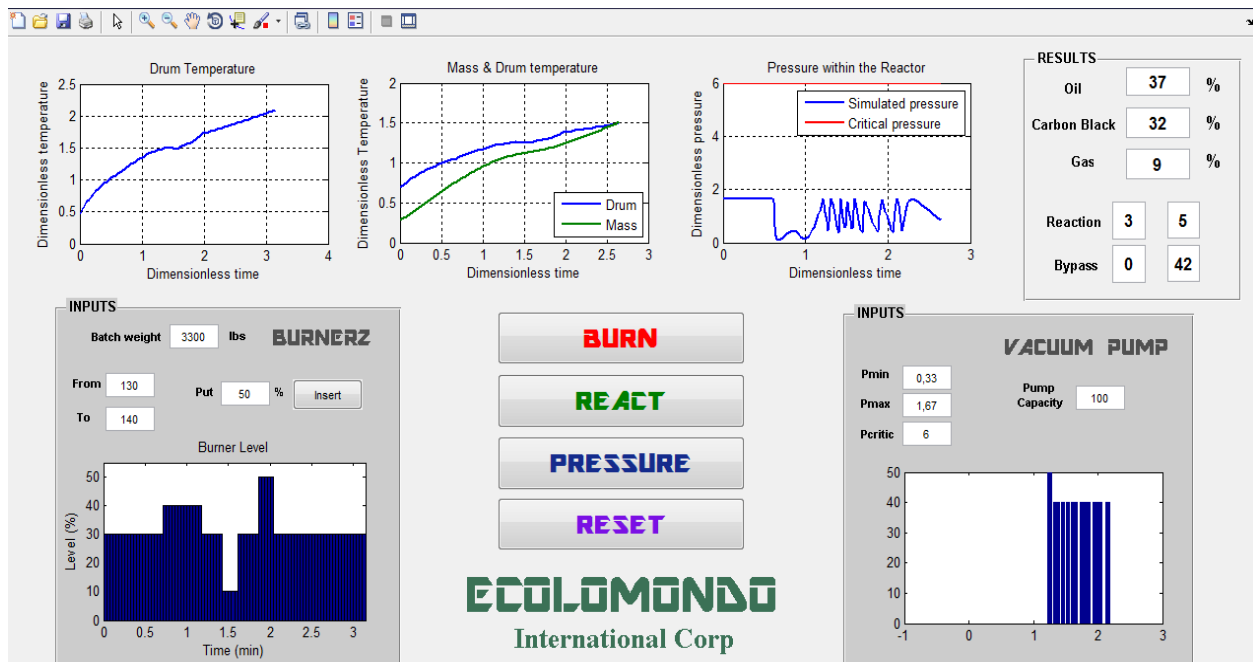


Figure A-17 Capture d'écran #6 de l'interface de simulation